



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

**ÚSTAV MECHANIKY TĚLES, MECHATRONIKY A
BIOMECHANIKY**

INSTITUTE OF SOLID MECHANICS, MECHATRONICS AND BIOMECHANICS

**PEVNOSTNÍ POSOUZENÍ KONSTRUKCE VÝŘEZU DVEŘÍ
PŘETLAKOVATELNÉHO HABITATU PRO EXTRÉMNÍ
PROSTŘEDÍ**

PEVNOSTNÍ POSOUZENÍ KONSTRUKCE VÝŘEZU DVEŘÍ PŘETLAKOVATELNÉHO HABITATU PRO
EXTRÉMNÍ PROSTŘEDÍ

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. David Sláma

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

doc. Ing. Tomáš Návrat, Ph.D.

BRNO 2017

Zadání diplomové práce

Ústav: Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky
Student: **Bc. David Sláma**
Studijní program: Aplikované vědy v inženýrství
Studijní obor: Inženýrská mechanika a biomechanika
Vedoucí práce: **doc. Ing. Tomáš Návrat, Ph.D.**
Akademický rok: 2016/17

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Pevnostní posouzení konstrukce výřezu dveří přetlakovatelného habitatu pro extrémní prostředí

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Pevnostní posouzení výřezu v přetlakovatelné konstrukci např. dopravního letounu je vždy významnou konstrukční výzvou. Ne jinak je tomu při pevnostním posouzení výřezu dveří v lehké, přetlakovatelné konstrukci habitatu pro extrémní prostředí. Řešení tohoto uzlu zásadním způsobem ovlivní parametry celé konstrukce habitatu (hmotnost, únosnost, životnost, tepelnou izolaci). Habitaty pro extrémní prostředí jsou unikátní zařízení, pro které se v dostupné literatuře nevyskytuje příliš mnoho podkladů. Konstrukční provedení habitatu může proto přejímat smysluplné prvky obdobných konstrukcí, jako jsou například trupy dopravních letounů.

Cíle diplomové práce:

Proveďte literární rešerši osvědčených konstrukčních provedení výřezů v lehkých, přetlakovatelných konstrukcích. Popište výhody a nevýhody jednotlivých řešení a označte problematická místa. Vypracujte vlastní koncept a konstrukční návrh provedení výřezu dveří v konstrukci lehkého, přetlakovatelného habitatu pro extrémní prostředí. S využitím metody konečných prvků proveďte napěťově deformační analýzu navrženého konstrukčního řešení a návrh geometricky a materiálově optimalizujte.

Seznam doporučené literatury:

BARBERO, E. J.: Finite element analysis of composite materials using ANSYS. Second edition. ISBN 14-665-1689-5.

AGARWAL, B. D., BROUTMAN L. J.: Vláknové kompozity. SNTL Praha, 1987

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2016/17

V Brně, dne

L. S.

prof. Ing. Jindřich Petruška, CSc.
ředitel ústavu

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.
děkan fakulty

Abstrakt

Cíle této práce jsou následující: provedení literární rešerše osvědčených řešení výřezů v přetlakových konstrukcích (vesmírné habitaty, trupy letadel); vypracování vlastního návrhu výřezu pro dveře v sendvičovém panelu; provedení deformačně napěťové analýzy navrženého konstrukčního řešení a optimalizace hmotnosti tohoto návrhu.

Pro vyřešení problémů výše je zvolen software Ansys 17.2 pomocí něhož je možné: modelovat homogenní lineárně orthotropní materiál voštinového jádra sendvičového panelu; vyhodnocovat všechny kritické mezní stavy; realizovat optimalizační výpočty, realizovat simulaci metodou Monte Carlo.

Výsledkem prvních dvou optimalizačních výpočtů je, že při definovaných parametrech: tloušťka hliníkových potahů 0,635 mm a vnitřní přetlak 0,1 MPa (1 atmosféra), nelze změnou návrhových parametrů vytvořit model, který by byl schopen toto zatížení přenést. Konkrétně je kritické maximální smykové napětí v lepené vrstvě, které je vyšší než mez pevnosti lepidla ve smyku.

Proto jsou následně vytvořeny 2 návrhy. První pro přetlak 0,03 MPa se zvětšenou tloušťkou potahů na 3,175 mm, druhý pro přetlak 0,02 MPa s tloušťkou potahů 0,635 mm, definovanou zadavatelem. U obou návrhů je určena celková bezpečnost vzhledem k mezním stavům, a to nejprve deterministicky a následně s uvážením rozptylu materiálových charakteristik voštinového jádra $\pm 10\%$ stochasticky simulací metodou Monte Carlo. Celková bezpečnost vzhledem k mezním stavům je u návrhu pro přetlak 0,02 MPa 1,21 a u návrhu pro přetlak 0,03 MPa 1,20. Návrh pro přetlak 0,03 MPa je ale 4krát těžší než návrh pro přetlak 0,02 MPa.

U návrhu pro přetlak 0,02 MPa je kritickým mezním stavem mezní stav pružnosti hliníkových částí, na který nemá stochastický charakter materiálových parametrů voštinového jádra statisticky významný vliv. U návrhu pro přetlak 0,03 MPa je naopak kritickým mezním stavem mezní stav smykové delaminace lepených ploch, na který stochastický charakter materiálových parametrů voštinového jádra statisticky významný vliv má.

Vyhodnocením koeficientu bezpečnosti deterministicky návrhu pro přetlak 0,03 MPa je absolutní chyba celkové bezpečnosti 8 % (celková bezpečnost určená deterministicky je 1,28), což už lze považovat za významné.

Simulací metodou Monte Carlo je také zjištěno, že hodnota Poissonova poměru voštinového jádra XY nemá statisticky významný vliv na žádný z mezních stavů.

Koeficient bezpečnosti voštinového jádra dle kritéria maximálních orthotropních napětí i kritéria Tsai-Wu je u obou návrhů větší než 2. Simulace metodou Monte Carlo ale dokazuje, že stochastický charakter materiálových parametrů voštinového jádra může významně snížit tuto hodnotu. Konkrétně při použití konzervativnějšího kritéria Tsai-Wu je koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra určen u návrhu pro přetlak 0,02 MPa deterministicky jako 2,72, stochasticky 2,41 (absolutní chyba 31 %), u návrhu pro přetlak 0,03 MPa deterministicky 6,85, stochasticky 6,17 (absolutní chyba 68 %).

Klíčová slova

přetlakovatelný habitat, výřez v sendvičovém panelu, voštinové jádro, optimalizace hmotnosti, metoda konečných prvků, deformačně-napěťová analýza, simulace metodou Monte Carlo

Abstract

Main goals of this master thesis are following: to perform the state of the art research of overpressure constructions (especially space habitats, plane fuselages); to create an own concept of the functional inside ending (hole) in the sandwich panel for a door; to perform stress-strain analysis of this concept; to perform the design optimalization of this concept in order to minimise the weight.

To solve the problems above software Ansys 17.2 is chosen, because it allows to: model the material of the honeycomb core of sandwich panel as homogenous linear orthotropic material; evaluate reserve factors of all critical limit states; perform the design optimalization; perform Monte Carlo simulation.

First and second design optimalizations discover, that with defined parameters: 0,635 mm width of aluminium sandwich face sheets and inner overpressure 0,1 MPa, a creation of the model, that would be safe by changing the values of design variables is not possible. Specifically, the maximum value of shear stress on the glued areas between aluminium face sheets and honeycomb core is higher than the shear strength of the glue.

Therefore, two new concepts are created. First for inner pressure 0,03 MPa and bigger width of aluminium face sheets 3,175 mm, second for inner pressure 0,02 MPa and same width of aluminium face sheets 0,635 mm. For both these concepts, an overall reserve factor is calculated. First, the value of an overall reserve factor is calculated deterministically. Secondly, the value of an overall reserve factor is calculated stochastically considering the variance of material properties of the honeycomb core $\pm 10\%$ by Monte Carlo simulation. An overall reserve factor of the concept with inner pressure 0,02 MPa is determined as 1,21. An overall reserve factor of the concept with inner pressure 0,03 MPa is determined as 1,20. The weight of the concept for inner pressure 0,03 MPa is though 4 times bigger than the weight of the concept for inner pressure 0,02 MPa.

In the concept for inner pressure 0,02 MPa the maximum value of HMM stress in aluminium components is critical, stochastically considered material properties of the honeycomb core don't have a significant influence on this value. In the concept for inner pressure 0,03 MPa the value of maximum shear stress on the glued areas between aluminium face sheets and the honeycomb core is critical, stochastically considered material properties of the honeycomb core have a significant influence on this value.

In the concept for inner pressure 0,03 MPa an absolute error of overall reserve factor is 8 % (overall reserve factor calculated deterministically was 1,28) which is significant.

Monte Carlo simulation is also used to find that the value of Poisson ratio XY of the honeycomb core doesn't have statistically significant influence on all limit states.

Value of the reserve factor of the honeycomb core is higher than 2 in both concepts. Monte Carlo simulation discovers that this value can be significantly lower. Using Tsai-Wu failure criteria the reserve factor in the concept for inner pressure 0,02 MPa is determined as 2,72 deterministically x 2,41 stochastically (absolute error 31 %), in the concept for inner pressure 0,03 MPa the reserve factor is determined as 6,85 deterministically x 6,17 stochastically (absolute error 68 %).

Keywords

overpressure habitat, functional ending of the sandwich panel, honeycomb core, design optimalization, finite element method, stress-strain analysis, Monte Carlo method simulation

Bibliografická citace

SLÁMA, D. *Pevnostní posouzení konstrukce výřezu dveří přetlakovatelného habitatu pro extrémní prostředí*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2017. 121 s. Vedoucí diplomové práce doc. Ing. Tomáš Návrat, Ph.D..

Čestné prohlášení

Prohlašuji, že jsem tuto práci: **Pevnostní posouzení konstrukce výřezu dveří přetlakovatelného habitatu pro extrémní prostředí** vypracoval samostatně a veškeré použité prameny a informace jsou uvedeny v seznamu použité literatury.

V Brně dne 19. května 2017

Poděkování

Tímto bych rád poděkoval své rodině, zejména rodičům Miroslavovi a Jaroslavě a přítelkyni Veronice za podporu při studiu.

Dále bych rád poděkoval svému zaměstnavateli firmě Sobriety s. r. o. za poskytnutou možnost vypracování této práce.

V neposlední řadě bych rád poděkoval svému vedoucímu doc. Ing. Tomáši Návratovi, Ph.D. za vedení diplomové práce a konzultace.

Obsah

1	Úvod	15
2	Analýza zadaného úkolu	17
2.1	Popis problémové situace	17
2.2	Formulace problému	17
3	Systémová metodologie	18
3.1	Systém podstatných veličin	18
3.2	Komplexní analýza problému.....	20
3.3	Volba metody řešení.....	21
3.3.1	Typ problému.....	21
3.3.2	Metoda řešení.....	21
4	Literární rešerše	22
4.1	Osvědčené konstrukce habitatů pro extrémní prostředí	23
4.1.1	Výroční zpráva projektu X-Hab 2016 [1].....	23
4.1.2	Vybrané designy habitatů z prezentace NASA [3]	26
4.1.3	Konstrukce kompozitního rámu pro vesmírné aplikace [6]	27
4.1.4	Popis výroby vesmírného habitatu HDU-DSH společnosti NASA [7].....	31
4.2	Osvědčené konstrukce přetlakových trupů letadel	48
4.2.1	Výřezy v potahu.....	48
4.2.2	Vliv výřezu v přetlakové kabině na rozložení napětí	48
4.2.3	Materiály v leteckých konstrukcích.....	49
4.2.4	Přetlaková kabina.....	50
4.2.5	Dveře přetlakové kabiny	51
4.2.6	Mezní stav ztráty stability	52
4.2.7	Závěry pro řešený problém.....	54
4.3	Voštinové panely	56
4.3.1	Úvod.....	56
4.3.2	Historie voštin.....	56
4.3.3	Současné voštinové panely	57
4.3.4	Struktura voštinových jader	58
4.3.5	Parametry voštin v materiálových listech.....	58
4.3.6	Mezní stavy voštinových panelů.....	59

4.3.7	Závěry pro řešený problém	61
5	Nastavení výpočtového modelu	63
5.1	Model geometrie	63
5.1.1	Zadané rozměry	63
5.1.2	Vlastní koncept funkčního zakončení voštinového panelu	63
5.1.3	Konečno-prvková síť	65
5.2	Model materiálu	66
5.2.1	Model materiálu potahů	66
5.2.2	Model materiálu voštinového jádra	66
5.2.3	Charakteristiky lepidla.....	67
5.2.4	Přiřazení modelů materiálu jednotlivým prvkům	68
5.3	Model zatížení	68
5.4	Model vazeb.....	70
5.4.1	Vazby mezi jednotlivými komponentami	70
5.4.2	Podmínky symetrie.....	71
5.4.3	Uložení panelu v konstrukci	71
6	Optimalizace hmotnosti	72
6.1	První optimalizační výpočet.....	72
6.1.1	Cílová funkce („objective variable“)	72
6.1.2	Návrhové parametry („design variables“)	73
6.1.3	Omezující podmínky („state variables“)	74
6.1.4	Nastavení řešiče prvního optimalizačního výpočtu.....	75
6.1.5	Výsledky	75
6.1.6	Hodnoty návrhových parametrů	76
6.1.7	Závěr první optimalizace hmotnosti.....	77
6.2	Druhý optimalizační výpočet.....	77
6.2.1	Cílová funkce („objective function“)	77
6.2.2	Návrhové parametry („design variables“)	78
6.2.3	Omezující podmínky („state variables“)	78
6.2.4	Nastavení řešiče druhého optimalizačního výpočtu	78
6.2.5	Výsledky	79
6.2.6	Hodnoty návrhových parametrů	80
6.2.7	Závěr druhé optimalizace hmotnosti	81
6.2.8	Optimální rozměry druhého optimalizačního výpočtu	81

6.2.9	Kontrola optimálního návrhu druhého optimalizačního výpočtu.....	82
6.3	Třetí optimalizační výpočty pro určení návrhových parametrů pro maximální přetlak.....	83
6.3.1	Optimální parametry návrhu pro maximální přetlak	84
6.4	Čtvrtá optimalizace hmotnosti při vnitřním přetlaku 0,02 MPa a tloušťce potahů 0,635 mm	85
6.4.1	Výsledky.....	85
6.4.2	Hodnoty návrhových parametrů	86
6.4.3	Optimální parametry čtvrté optimalizace hmotnosti pro tloušťku potahů 0,635 mm a vnitřní přetlak 0,02 MPa	86
6.5	Porovnání optimálních návrhů pro přetlak 0,02 MPa a 0,03 MPa	87
6.6	Shrnutí optimalizačních výpočtů	88
7	Kontrola mezních stavů optimálních návrhů	89
7.1	Deformačně-napětové analýzy	89
7.1.1	Kontrola mezního stavu pružnosti hliníkových částí	89
7.1.2	Kontrola mezního stavu pevnosti voštinového jádra.....	91
7.1.3	Kontrola mezního stavu smykové delaminace lepených povrchů	97
7.1.4	Kontrola mezního stavu ztráty stability	100
7.2	Celková bezpečnost vzhledem k mezním stavům	102
7.2.1	Návrh pro přetlak 0,02 MPa	102
7.2.2	Návrh pro přetlak 0,03 MPa	102
7.3	Analýza vlivu stochastických materiálových charakteristik voštinového jádra na mezní stavy obou návrhů	103
7.3.1	Nastavení výpočtu.....	103
7.3.2	Návrh pro přetlak 0,02 MPa	104
7.3.3	Návrh pro přetlak 0,03 MPa	108
7.3.4	Zhodnocení vlivu stochastických veličin na mezní stavy	111
8	Závěr	112
9	Citace	114
10	Seznam použitých symbolů	116
11	Seznam obrázků a tabulek	117
11.1	Seznam obrázků.....	117
11.1.1	Seznam tabulek	120

1 Úvod

Kolonizace byla od objevení Ameriky Kryštofem Kolumbem roku 1492 dlouhou dobu hnacím motorem Evropských civilizací. Tehdejší Evropští vládcí měli potřebu osídlit nové země, přestože se je o to mnohdy původní obyvatelé neprosili. Je až s podivem, že od poloviny 16. století se dění na velké části Země řídí po celá staletí z malé Evropy. Toto vládnoucí schéma ale netrvalo věčně a připravili se o něj paradoxně sami Evropané. Důvodem byla mimo jiné vzájemná zášť jednotlivých Evropských států. A tak roku 1783 ztrácejí kvůli Francouzům Britové vliv ve střední Americe, což odstartuje vlnu dekolonizace celé Latinské Ameriky. Po druhé světové válce následuje dekolonizace Afrických zemí a Evropě z původního impéria zůstává pouhých 7 % celkové souše na Zemi.

Potřeba kolonizovat nové země je tak stále přítomna v lidských genech, přestože se význam tohoto slova od dob Kryštofa Kolumba, kdy se jednalo spíše o „objevování nových zemí“, významně změnil na „obsazování zemí objevených“.

Některé vyspělé státy kolonizovat ostatní státy v novém slova smyslu odmítají, ale lidské geny jim stále velí objevovat nové země, což už ale na Zemi nelze, proto se jejich pozornost upíná vzhůru do vesmíru.

Vesmírné společnosti se netají cílem jednou osídlit vesmírné objekty. Kvůli nepříliš přívětivé atmosféře ve vesmíru nebude ale první fáze tak docela o osídlování jako spíše o přežívání v těchto nehostinných podmínkách. Pro samotné přežití tak budou v první fázi třeba obyvatelné příbytky, pro které se dnes v odborné literatuře používá slovo **habitat**¹.

Podobně jako objevování vesmíru přineslo lidstvu spousty nových technologií, je možné, že stejně tak vývoj vesmírných habitatů přinese podobné ovoce. Společnost NASA aktivně hledá nové vědce v řadách studentů prostřednictvím projektu pro studenty X-hab od roku 2010 [1]. Studenti a akademické týmy o jejichž vynálezy projeví NASA zájem, jsou kromě jiného štědře finančně dotovány. Hlavními cíli, které společnost NASA v současnosti zajímají jsou mimo jiné: autonomní systémy pro růst rostlin, řídicí systémy zajišťující přetlak uvnitř habitatů, 3D tiskárny využívající recyklaci a znovuvyužití použitých materiálů a koncepty samotných návrhů rozložitelných habitatů pro vesmírné aplikace.

V České republice se vývojem habitatů zabývá firma Sobriety s. r. o. Kromě prototypu nafukovacího záchranného habitatu Crystal z roku 2012 na obrázku 1 se firma spolupodílela na návrhu rozložitelného habitatu S.H.E.E. z roku 2013 na obrázcích 2 a 3.

¹ Do češtiny toto slovo překládáno nebývá. Původ slova je z francouzštiny: „habitation“ = obydlí.



Obrázek 1: Habitat Crystal



Obrázek 2: Habitat S.H.E.E. ve složeném stavu [2]



Obrázek 3: S.H.E.E. v rozloženém stavu [2]



Obrázek 4: Habitat HDU-DSH [3]

Za první funkční habitat vytvořený společností NASA lze považovat HDU-DSH z roku 2013 [3] na obrázku 4. Jedná se o přetlakový habitat, jedinou jeho rozložitelnou částí je ta prostřední. Zejména kvůli jeho rozměrům je jeho využití pouze pro pozemské aplikace.

Využití přetlakových, rozložitelných habitatů je kromě vesmírných aplikací možné i pro extrémní prostředí na Zemi. Předpokládané budoucí uplatnění je například v oblasti armády, kde zajištění vnitřního přetlaku umožní ochranu proti chemickým zbraním. Dalším využitím pak mohou být výzkumné laboratoře v arktických nebo naopak extrémně horkých oblastech, případně vysokohorských podmínkách, kde jakékoliv přetlakové obydlí může posloužit jako ochrana proti horské nemoci, způsobené nízkým atmosférickým tlakem.

Voštinové panely¹, ze kterých bude navrhovaný habitat vyroben, se začínají v technických aplikacích objevovat od roku 1969, kdy s touto novinkou přišli konstruktéři Boeingu 747 a použili voštinové panely při konstrukci křídla dopravního letadla. Od té doby jsou voštinové panely významným materiálem používaným v leteckých aplikacích, kde kromě křídla jsou dnes voštinové panely používány zejména v konstrukci trupu a podlah dopravních letadel.

Výřezy ve voštinových panelech jsou obecně problematické. V leteckých aplikacích jsou výřezy potřebné pro umístění oken a dveří v trupu letadla. V konstrukci přetlakového habitatu se jedná o výřez pro dveře v jednom z vertikálních (stěnových) panelů.

Tato práce se zabývá návrhem výřezu pro dveře ve voštinovém panelu, do kterého by bylo možné dveře uložit.

¹ Voštinovým panelem se rozumí sendvičový kompozit, kde jádro tvoří voština, toto platí v celém dalším textu.

2 Analýza zadaného úkolu

2.1 Popis problémové situace

Výřezy v přetlakových konstrukcích bývají vždy problematickým konstrukčním uzlem. Habitaty pro extrémní prostředí jsou poměrně nová zařízení, pro jejichž návrh se v literatuře nevyskytuje mnoho podkladů. Z tohoto důvodu bylo třeba hledat osvědčené konstrukce výřezu v přetlakových konstrukcích v jiných technických dílech. Podobnou přetlakovou konstrukcí, ve které jsou přítomny výřezy v podobě oken a dveří jsou trupy letadel.

Geometrie výřezu ve stěně habitatu a vhodná volba přídavného materiálu, kterým se olemuje tento výřez, významně ovlivní kromě hmotnosti, deformace a napětí ve stěně a dveřích.

Problémovou situací je konstrukční návrh uložení dveří ve výřezu stěny habitatu, která je ze sendvičového panelu.

2.2 Formulace problému

Sendvičové panely s voštinovými jádry, ze kterých budou stěny habitatu vyrobeny se v technických aplikacích používají stále častěji. Odborné texty o tom, jak modelovat voštinová jádra lze nalézt zejména v zahraniční literatuře. Modelování materiálu voštinového jádra bylo jedním z dalších problémů, jehož vyřešení bylo potřebné pro vyřešení zadaného problému.

Možných konstrukčních zakončení výřezů v sendvičových panelech je celá řada. Nejvhodnější konstrukční zakončení jsou obvykle doporučena dodavatelem voštinových jader. Nalezení nejvhodnějšího zakončení vnitřního výřezu v sendvičové stěně habitatu bylo dalším formulovaným problémem. Přičemž požadavkem loby, aby byla konstrukce schopna přenést definované zatížení s dostatečnými rezervami bezpečnosti vzhledem k mezním stavům při minimální hmotnosti.

Cíle, kterých má být dosaženo:

- Provedení literární rešerše osvědčených řešení výřezů v přetlakových konstrukcích (vesmírné habitaty, trupy letadel). Popsání výhod a nevýhod jednotlivých řešení a nalezení problematických míst.
- Provedení literární rešerše za účelem nalezení vhodného výpočtového modelu voštinového jádra v sendvičovém panelu.
- Vypracování vlastního návrhu výřezu dveří ve stěně lehkého, přetlakového habitatu pro extrémní prostředí.
- S využitím metody konečných prvků provedení deformačně-napěťové analýzy navrženého konstrukčního řešení a provést optimalizaci hmotnosti tohoto návrhu.

3 Systémová metodologie

3.1 Systém podstatných veličin

Pro vytvoření **systému podstatných veličin** jsem se rozhodl postupovat v souladu s publikací [5]. Nutno dodat, že „technický život“ habitatu je nyní ve stádiu návrhové etapy¹, proto mohou být některé z následujících podstatných veličin v budoucnu pozměněny, doplněny nebo naopak úplně vypuštěny.

Dle charakteru vlivu na objekt jsem veličiny rozdělil do následujících podmnožin systému podstatných veličin.

Okolí objektu

Už ze samotného názvu práce „...habitatu pro extrémní prostředí“ je jasné, že okolí v tomto případě hraje významnou roli.

Mezi významné veličiny ovlivňující objekt patří:

- Teplota – termodynamické parametry významně ovlivní nejen prostup tepla skrze stěnu habitatu, ale i velikost napětí v této stěně. Změna teploty může být důsledkem toho, že venkovní teplota bude jiná než teplota uvnitř habitatu. Mechanismem přenosu tepla je v takovém případě konvekce (proudění na vnější straně) nebo kondukce (vedení stěnou). Druhou možností přenosu tepla je sluneční záření. V tomto případě bude velice důležitá venkovní barva habitatu.
- Vlhkost – v případě použití panelu z nomexové voštiny může při vzniku defektu okrajů panelu nebo potahu vlhkost významně degradovat vlastnosti nomexového papíru, ze kterého je vyrobeno voštinové jádro.
- Množství sněhu na střeše – pokud dojde k rozložení habitatu v extrémních zimních podmínkách, může být množství sněhu na střeše až v jednotkách decimetrů, což se projeví zejména při tání přídavným zatížením, které musí být schopna konstrukce habitatu přenést.
- Rychlost větru – při jízdě, ale i v rozloženém stavu, bude muset být habitat schopen odolávat poryvům větru.
- Atmosférický tlak – protože se bude jednat o přetlakový habitat, velikost vnějšího tlaku přímo souvisí s velikostí vnitřního přetlaku generovaného kompresorem. Pro velikost vnitřního přetlaku pak platí následující vztah:

$$\Delta p = p_{\text{vnitřní}} - p_{\text{okolí}}$$

- Gravitační pole – v případě použití habitatu ve vesmíru bude mít napětí v objektu zcela jiné hodnoty než v případě aplikace na zemském povrchu. Jedná se o objemové síly².

Geometrie a topologie objektu

Topologie, tedy umístěním habitatu v prostoru ovlivní napjatost v konstrukci habitatu. Habitat bude ve složeném stavu pravděpodobně umístěn na přívěsu automobilu. Při jízdě ve složeném stavu bude muset odolat objemovým silám jeho vlastní tíhy, stochastickému zatížení vibracemi způsobené nerovnostmi vozovky a poryvům větru.

¹ Pokud je v dalším textu uvedeno „návrhová etapa“, pak je tím myšleno právě toto.

² Nejaktuálnější návrh habitatu nepředpokládá využití ve vesmírných aplikacích.

Geometrie použitého sendvičového panelu, ve kterém budou dveře uloženy, bude dána dokumentací od dodavatele.

Geometrie výřezu dveří ve stěně voštinovém panelu významně ovlivní napětí v celé konstrukci. Určení nejvhodnější geometrie výřezu je specifikovaným cílem řešeného problému.

Návrh dveří a jejich uložení není v definovaných cílech řešeného problému, přestože s jeho řešením přímo souvisí. Jedná se o další dílčí problém v návrhové etapě, který bude řešen až následně.

Vazby mezi objektem, okolím a jednotlivými částmi

Vazby mezi jednotlivými částmi habitatu budou hrát významnou roli při jeho návrhu, konkrétně pak:

- vazby mezi jednotlivými vertikálními stěnovými panely
- vazba mezi stěnou habitatu a horní a dolní přetlakovou membránou
- vazba mezi nosným rámem a vertikálními stěnovými panely
- vazba mezi vertikálními stěnovými panely a vnitřní podlahovou částí
- vazba mezi vertikálními stěnovými panely habitatu a vnitřním vybavením habitatu

Vazby mezi okolím a objektem byly již dostatečně popsány výše.

Aktivace objektu

- změna vnitřního přetlaku¹

Vlastnosti objektu

- geometrie a rozměry jednotlivých částí
- materiálové charakteristiky jednotlivých částí

Procesy v objektu

Po rozložení habitatu se bude kompresorem postupně zvyšovat vnitřní přetlak. Nárůst přetlaku bude pozvolný. Zatížení tak bude moci být pravděpodobně modelováno jako kvazistatické viz „dynamičnost“ v kapitole 3.2.

Projevy objektu

Nárůst vnitřního přetlaku se projeví:

- změnou deformace a změnou velikosti napětí ve stěně habitatu

¹ Aktivaci uvažuji na základě definovaných cílů, v dalších výpočtech v návrhové etapě se předpokládá aktivace například změnou teploty okolí.

Důsledky projevů objektu

Vyšší hodnota vnitřního přetlaku se může v nejhorším případě projevit:

- mezními stavy stěny s výřezem
 - mezním stavem ztráty stability potahu
 - mezním stavem pevnosti voštiny
 - mezním stavem delaminace voštiny od potahu
- mezními stavy vnitřního olemování výřezu pro uložení dveří
 - mezním stavem delaminace olemování od potahu
 - mezním stavem pružnosti olemování
 - mezním stavem deformace – ztráta kontaktu mezi olemováním a těsněním ve dveřích

3.2 Komplexní analýza problému

Nebyla provedená v celém rozsahu dle [5], ale byly z ní vybrány jen ty části, které se přímo týkaly zadaného problému. Závěry z komplexní analýzy problému jsem se rozhodl shrnout do následujících bodů.

- **Dynamičnost** je třeba uvažovat v případě rychlého nárůstu vnitřního přetlaku. Za předpokladu pomalého zvyšování přetlaku lze zatížení modelovat jako kvazistatické po odeznění přechodových jevů. V případě defektu a skokové změny vnitřního tlaku je třeba dynamičnost zohlednit.
- **Stochastičnost** je třeba uvažovat u materiálových charakteristik voštinového jádra. Dále je pak třeba stochastičnost uvažovat při popisu vazeb objektu s okolím, což už bylo zmíněno výše. Stochasticky se budou měnit okolní teplota, vlhkost, množství sněhu na střeše, rychlost a směr obtékajícího větru. Všechny tyto vazby s okolím ovlivní mimo jiné napětí v konstrukci. Při převozu habitatu na přívěsu budou mít vibrace od vozovky také stochastický charakter. Geometrické rozměry budou také stochastické, tolerance budou dány podle zvolené technologie výroby. Na základě definovaných cílů jsem se rozhodl modelovat veličiny následovně:
 - Geometrické rozměry považovat za deterministické.
 - Při řešení optimalizace hmotnosti pokládat materiálové charakteristiky voštinového jádra za deterministické.
 - Optimální návrhy zkontrolovat simulací metodou Monte Carlo. V tomto experimentu zohlednit stochastickou povahu materiálových charakteristik voštinového jádra a na základě výsledků získat odhady koeficientů bezpečnosti vzhledem k mezním stavům.
- **Ostrost** řešení problému je velice mlhavá. Zejména z důvodu, že nebyl nalezen žádný odborný text, který by se přímo detailně zabýval návrhem výřezu dveří ve voštinovém panelu. Mlhavé jsou také dílčí výpočtové modely z důvodu návrhové etapy. Řešení výřezu dveří ve stěně habitatu bude vyžadovat vhodné modely vazeb a zatížení, které se ale ve finálním provedení mohou odlišovat. Proto byly v průběhu práce na řešeném problému zmíněné modely diskutovány se zadavatelem, ale po jejich definování jsem se je už rozhodl neměnit.
- **Vymezení hranic problému** je popsáno v cílech práce.

3.3 Volba metody řešení

3.3.1 Typ problému

Jedná se o **přímý problém**. Vstupem do algoritmu jsou příčiny (aktivace objektu zvyšováním vnitřního přetlaku), výstupem algoritmu jsou odezvy příčin (viz procesy, projevy a důsledky projevů objektu výše).

3.3.2 Metoda řešení

Z důvodu toho, že se technické dílo nachází ve stádiu návrhové etapy jsem se rozhodl použít **nepřímý přístup k řešení k řešení úlohy**, konkrétně **výpočtové modelování**.

Kvůli složitosti jednotlivých dílčích výpočtových modelů a mnoha mezním stavům uvedeným výše je nejvhodnější volbou metody řešení metoda konečných prvků (dále MKP), což vyplynulo z literární rešerše, ve které autoři odborných článků používali software Ansys a Nastran pracujících právě na základě MKP.

Jako výpočetní program byl zvolen software Ansys 17.2, konkrétně jeho klasické prostředí, a to z následujících důvodů:

- je vyučován na zdejšímu ústavu
- s jeho využitím lze určit většinu koeficientů bezpečnosti vzhledem k mezním stavům
- lze v něm pomocí příkazového řádku psát příkazy pro vytvoření výpočtového modelu
 - tyto příkazy je možné nahrát z textového souboru a vstupy do nich mohou být parametrické¹.
 - nebylo třeba zálohovat celý výpočtový model, ale pouze parametrické makro
 - výpočtový model vytvořený parametrickým makrem lze vyřešit v jakékoliv nižší i vyšší verzi softwaru Ansys, což u zálohovaného výpočtového modelu neplatí
 - případná změna zadaných parametrů v návrhové etapě spočívá pouze v přepsání jedné hodnoty v tomto parametrickém makru a není tak třeba složitě vytvářet nové modely
- obsahuje příkazy pro optimalizační úlohu
- obsahuje příkazy pro analýzu stochastických charakteristik simulací metodou Monte Carlo
- zadavatel na něj má licenci

¹ Dále je takovýto textový soubor v textu označen jako parametrické makro

4 Literární rešerše

Postup tvorby rešeršní studie byl zvolen podle následující chronologie:

1. Vyhledávání a shromáždění informací související s řešením problému
2. Uspořádání získaných informací
3. Studium a soupis získaných informací
4. Formulace závěrů z hlediska možnosti využití získaných informací pro řešení problému

Rešeršní studii jsem se rozhodl uspořádat následovně:

1. Osvědčené konstrukce habitatů pro extrémní prostředí
2. Osvědčené konstrukce přetlakových trupů letadel
3. Voštinové panely

V průběhu práce na rešerši se ukázalo, že se zvolená témata vzájemně prolínají. Dělení je tak uspořádáno prioritně podle názvů rešeršovaných dokumentů.

Z jednotlivých informačních zdrojů byly přeloženy a vypsány informace související s řešeným problémem.

Vlastní poznámky a komentáře, které ve zdrojích nejsou přítomny, jsou řešeny formou poznámek pod čarou a v závěrech jednotlivých podkapitol.

4.1 Osvědčené konstrukce habitatů pro extrémní prostředí

Jako nejvhodnější informační zdroj posloužily v tomto případě oficiální stránky NASA, na kterých byly zveřejněné i části technických zpráv.

Také jsem čerpal z technických zpráv projektu X-Hab. Jde o studentský projekt, jehož cílem je spojit universitní prostředí s praxí. Cílem projektu je vytvoření funkčního prototypu habitatu, použitelného ve vesmíru. Projektu se mohou účastnit pouze University z USA.

V projektu X-Hab společnost NASA financuje designové a produktové studie, které se jí zdají použitelné v jejích aktuálně řešených projektech, a to do výše až 48 000 dolarů. Součástí vývojového týmu nemusí být pouze studenti, ale i zkušení inženýři a při návrhu mohou navíc využít rad inženýrů ze společnosti NASA.

4.1.1 Výroční zpráva projektu X-Hab 2016 [1]

V první části dokumentu jsou informace popisující založení projektu X-Hab v roce 2010 za účelem motivace studentů podílet se na tehdy probíhajícím projektu vesmírného habitatu HDU („Habitat Demonstration Unit“).

V průběhu projektu HDU se ukázala nutnost vytvoření vhodného prostředí pro růst rostlin, ale i pro ubytování a vybavení lidské posádky. V roce 2011 došlo k rozdělení původního projektu HDU a nově pojmenovaný projekt nesl název „Deep Space Habitat“ (DSH). Tento projekt byl ukončen v roce 2013.

Nicméně byl následně započat nový program „Exploration Augmentation Module“ (EAM - „výzkumný rozložitelný modul“), a tak studentský program X-Hab pokračuje dál. Cílem projektu EAM je návrh rozložitelného habitatu, schopného osídlit asteroid a posloužit jako základna k dalším vesmírným misím. Dalším požadavkem NASA na studenty podílejících se na projektu X-Hab byl nově i návrh přetlakové komory, architektonický návrh laboratoře a vybavení posádky.

Proto od roku 2013 není přesně dané zaměření, kterými se studentské týmy musejí zabývat, protože inovace jsou potřeba ve více technických oborech.

Následuje popis a průběh soutěže, specifikace a výběr finálových týmů z jednotlivých Universit soutěžních let (2011 až 2015). Jak bylo zmíněno výše, v roce 2013 došlo k významnému rozšíření soutěžních oborů a finálové týmy se přestaly zaměřovat na design habitatů. Nově se spíše zaměřily na systémy pro pěstování rostlin, vybavení posádky a jiné inovace.

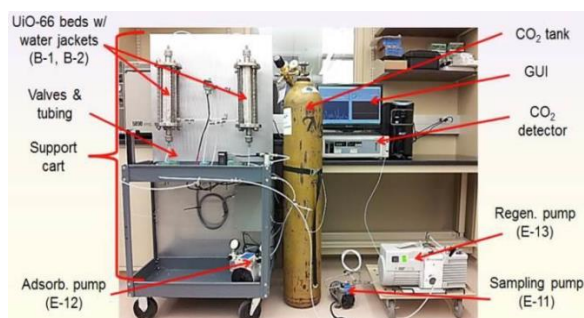
Závěrem zprávy je hodnocení projektu X-Hab jako velmi prospěšného z těchto důvodů:

- noví absolventi podílející se na projektu jsou schopni řešit problémy z technické praxe, čímž se zvedá prestiž a renomé Universit účastnících se projektu.
- pro společnost NASA je naopak přínosem levný, kvalitní výzkum, pod dohledem odborníků.

Hlavními body, kterými se projekt X-Hab zabývá, v posledních letech bohužel nejsou přímo do detailu rozpracované pevnostní analýzy konstrukcí habitatů, jako spíše hledání zajímavých řešení využitelných při provozu habitatů jako jsou:

- řídicí systémy zajišťující přetlak v habitatu
- řídicí systémy regulující teplotu, vlhkost a LED lampy pro pěstování plodin uvnitř habitatu (a měřící systémy vyhodnocující přírůstky rostlin)
- chladicí systémy habitatu
- znovuvyužití recyklovaných materiálů
- design habitatů

Z těchto bodů se nejvíce definovanému konstrukčnímu problému blíží **design habitatů**, ostatní body jsou pro ilustraci zobrazeny na obrázcích níže.



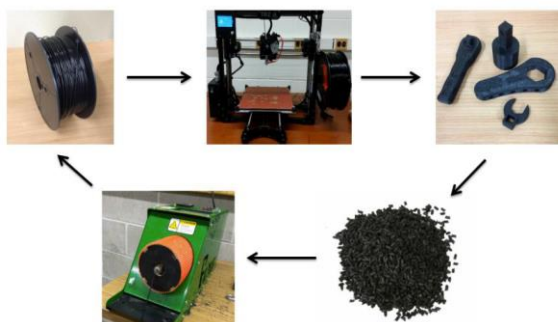
Obrázek 5: Návrh systému zajišťující přetlakovatelnost habitatu, Universita ve Wisconsinu, 2014 [1]



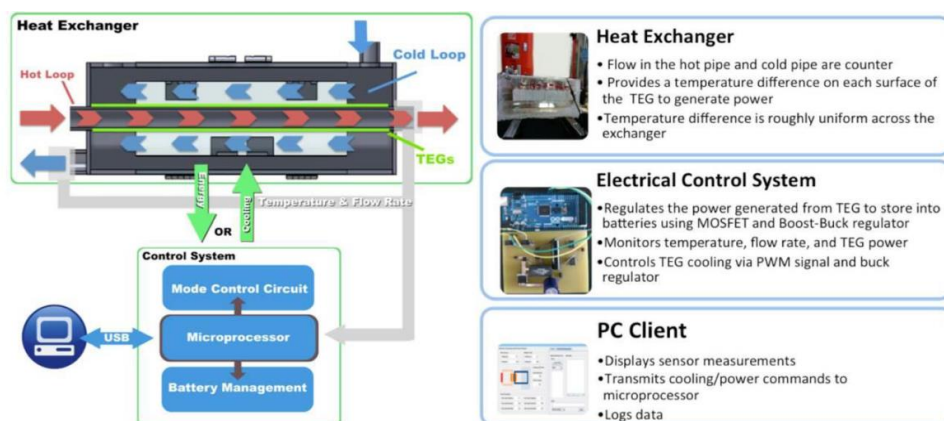
Obrázek 6: Systém pro pěstování rostlin i se senzory, NASA, 2012 [1]



Obrázek 7: Dálkově ovládaný robot pro růst rostlin, Universita Colorado, 2014 [1]



Obrázek 8: Postup recyklace a znovuvyužití karbonových vláken, University: Wisconsin + Milwaukee, 2015 [1]



Obrázek 9: Návrh chladicího systému habitatu, Universita Rice, 2014 [1]

Na dalších snímcích jsou zobrazeny designové varianty finalistů z let 2011 a 2012, tyto designové varianty by mohly být použity při řešení geometrie výřezu dveří navrhovaného přetlakového habitatu.



Obrázek 10: Finalisté let 2011, zleva: Oklahoma State University; University of Maryland [1]



Obrázek 11: Koncept Oklahoma State University, Rozložený Habitat, 2012 [1]



Obrázek 12: Skutečný prototyp rozložitelného habitatu, Oklahoma Staty University, 2012 [1]

Závěry pro řešený problém

- V dokumentu nejsou informace týkající se přímo řešeného problému konstrukce výřezu dveří přetlakových habitatů. Nicméně 3D modely geometrií a obrázky vyrobených konstrukcí habitatů dávají jasnější představu o možných designech habitatů.
- Studenty vyrobené prototypy habitatů jsou vesměs složeny z nosné konstrukce a na ní upevněné membrány zajišťující přetlak a tím izolovanost od vnějšího prostředí, což je zřejmé z obrázku 10.
- Na obrázku 12 je vyrobený prototyp rozložitelného habitatu, kde je rozložitelnost realizována opět pomocí membrány.

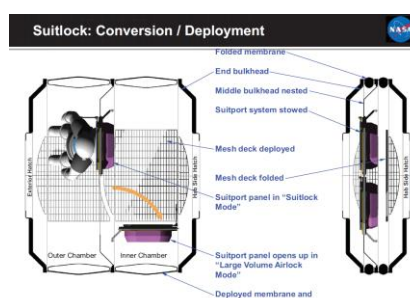
4.1.2 Vybrané designy habitatů z prezentace NASA [3]

Protože se jedná o prezentaci výsledků práce na habitatu HDU-DSH pro širokou veřejnost, není v textu uveden detailní popis konstrukce, jako spíše obrázky, fotky a schémata, které byly pravděpodobně při prezentování dosažených výsledků doplněny verbálním projevem.

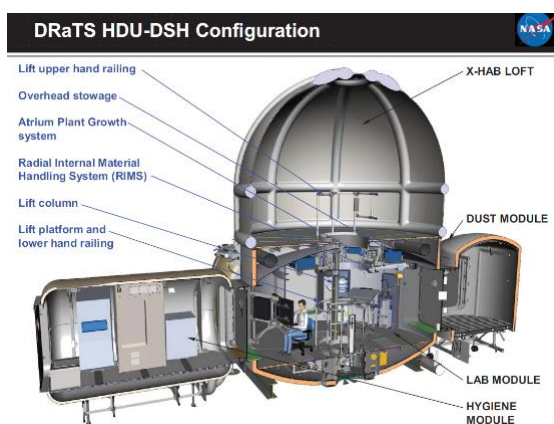
Ze spousty obrázků byly vybrány ty, na kterých jsou detailněji zobrazeny části konstrukce habitatu.



Obrázek 13: Návrh testovacího Habitatu 4649 [3]



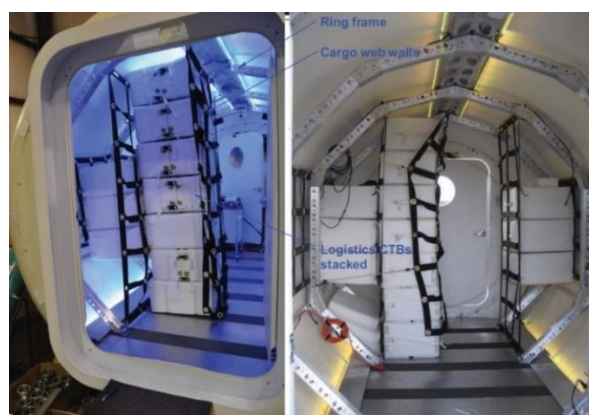
Obrázek 14: Návrh rozložitelného habitatu s přetlakovou membránou zobrazen v řezu [3]



Obrázek 15: Model Habitatu z projektu HDU-DSH v řezu [3]



Obrázek 16: Prototyp Habitatu HDU-DSH [3]



Obrázek 17: Konstrukce vnitřní části hygienického modulu a ukázka upevnění nákladu [3]

Závěry pro řešený problém

- Rozložitelné části habitatu jsou opět řešeny pomocí nosného rámu a přetlakové membrány, což je zřejmé z obrázků 14 a 16.
- Nerozložitelné části konstrukce přetlakového habitatu jsou složeny z nosného rámu připevněného k potahu. Potah může být vzhledem ke konstrukci zevnitř, jako na obrázku 13, nebo zvenku, jak je tomu na obrázku 17.
- **Výřez dveří** je zobrazen na obrázku 17. Na vyřezaný otvor ve stěně je po obvodu nalepen výztužný rám, který je k potahu navíc na dalších místech připevněn pomocí insertů. Samotné dveře potom při zavření zapadají do otvoru ve výztužném rámu. Systém zajišťující otevírání dveří na obrázcích bohužel zobrazen není.¹

4.1.3 Konstrukce kompozitního rámu pro vesmírné aplikace [6]

Autoři popisují vývoj soustavy sestávající ze tří základních těles:

- Kompozitní rám (CR „composite rack“): stojan z karbonových tyčí
- Voštinové panely připevněné ke kompozitnímu rámu
- ISPR: poloskořepina, ve kterém má být stojan uložen. V textu tento díl popsán není, zmínka je o něm pouze v úvodu dokumentu a na obrázku 19.

Jako možný typ spojení těchto dvou komponent jsou zmíněny závitové vložky „helicoils“, kovové inserty a podložky. Hlavní motivací využívání kompozitních materiálů ve vesmírných aplikacích je hmotnostní úspora.

Vyrobené zařízení kompozitního rámu a voštinových panelů (na obrázku 18) bylo testováno v Marshallově vesmírném centru a bylo zkoumáno chování celé konstrukce vážící 120 liber při zrychlení odpovídající startu rakety. Detailní popis a výsledky tohoto experimentu nicméně v textu popsány nejsou.



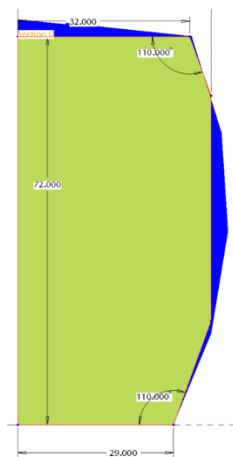
Obrázek 18: Spojení karbonových nosníků s voštinovými panely [6]

V dalším textu autoři zmiňují, že většina hmotnosti rámu je uložena ve voštinových panelech, přesto se jim optimalizací počtu insertů a rozměrů trubek podařilo snížit původní hmotnost o 5,5 %. Kompozitní trubky chtěli nejdříve vyrábět z levnějšího sklolaminátu G10, tento návrh ale zvyšoval hmotnost, a tak se jako materiál zvolil kompozit z karbonových vláken (tkanina + epoxidová pryskyřice).

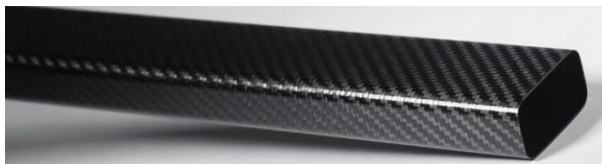
¹ Závěry ohledně konstrukce výřezu dveří byly kvůli absenci textu v prezentaci učiněny pouze ze studie zmíněného obrázku a nemusí tak být zcela přesné.

Směrovost vlastností karbonové tkaniny v kompozitním rámu si autoři uvědomují, ale nevěnují jí další pozornost, vyzdvihují pouze hmotnostní úsporu.

Materiál použitých voštin se skládá z nomexového jádra a potahů (potah je složených ze 3 vrstev sklolaminátu). Ve stěnách i podlaze byla použita vždy jen jedna vrstva voštiny (na obrázku 21 jsou zobrazeny čtyři nespojené panely).



Obrázek 19: Uložení CR rámu (zeleně) v ISPR poloskořepině (modře) [6]



Obrázek 20: Trubka z karbonové tkaniny



Obrázek 21: Nomexové voštiny se sklolaminátovými potahy [6]

Návrh spojení karbonových trubek

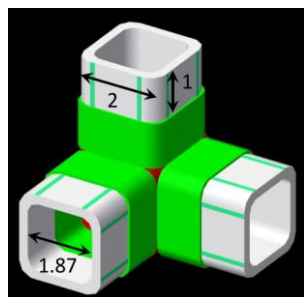
Při návrhu spojů byla použita metoda „Fused decomposition modelling (FDM)“, což je technologie 3D tisku. Kvůli ceně a malému počtu vyráběných spojů bylo toto řešení nejvýhodnější. Také se díky použití této metody podařila snížit hmotnost o přibližně 0,25 libry na jeden spoj.

Autoři zmiňují možnost výroby 3D tiskem přímo ve vesmíru.¹

Na obrázcích níže je zobrazen postup vývoje produktu technologií 3D tisku, zobrazované 3D modely geometrie byly vytvořeny v softwaru CREO:

- První model spoje byl navržen intuitivně (hmotnost 1,18 libry), obrázek 22
- Druhý model (hmotnost 0,86 libry obrázek 24) upravil hlavně původní geometrii následovně:
 - přidal zaoblení v ostrém vrubu, čímž snížil maximální napětí
 - definoval potřebu vytvoření normalizovaných spojů za účelem připojení ke zbytku konstrukce (modré válce symbolizují šrouby)
- Třetí model se zabýval optimalizací spoje s požadavkem na universální natáčející se vazbu (obrázek 25), výsledkem byla 2x větší hmotnost a 3x větší výrobní náklady, předchozí model byl navíc vylepšen možností zatížení ve šroubech a výpočtem koeficientu bezpečnosti. Tak bylo zjištěno, že universální vazba má o dost nižší koeficient bezpečnosti než předchozí návrh. Kvůli všem těmto nevýhodám bylo od konceptu s natáčecí vazbou upuštěno.
- Výsledné návrhy spojů rámu jsou zobrazeny na posledním obrázku 26.

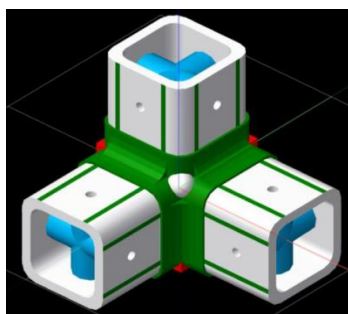
¹ Tímto prototypem se zabývá Universita ve Wisconsinu a je součástí již zmiňovaného projektu X-Hab [1].



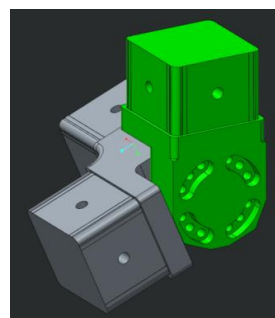
Obrázek 22: První návrh spoje [6]



Obrázek 23: První prototyp spoje vyrobený 3D tiskem [6]



Obrázek 24: Druhý návrh spoje [6]



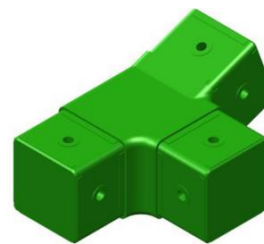
Obrázek 25: Třetí model: universální vazba [6]



(a) front corner joints



(b) back corner joints

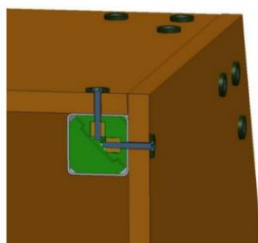


(c) intermediate back joints

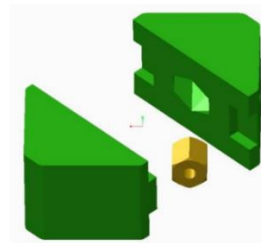
Obrázek 26: Výsledné 3D modely spojů karbonových trubek navržené metodou FDM [6]

Návrh spojení voštinových panelů s karbonovým rámem

Následuje kapitola zabývající se spojování voštinových panelů s kompozitním rámem, autoři se nezabývají návrhem uložení ve voštině, ale pouze uložení v kompozitním rámu (obrázek 27). Stejně jako v předchozím případě byl návrh iteračně vylepšován. Kvůli časové tísni nebyl již vyroben kompozitní insert druhé generace (obrázek 29). Použité závity a šrouby jsou označeny 10-32 UNF, což je typ značení metrických závitů v US.

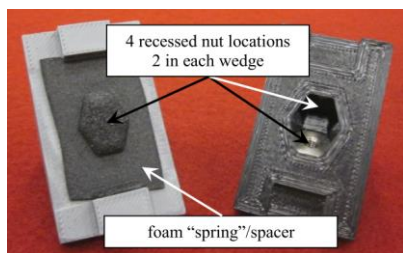


(a) tube insert installed in tube/panel

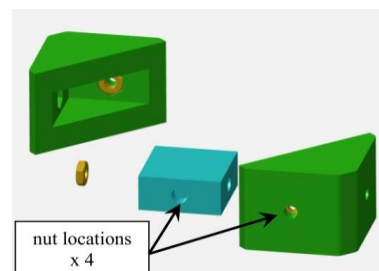


(b) exploded view of insert details

Obrázek 27: První návrh spoje, s využitím „composite tube inserts 1. generace“ [6]



Obrázek 28: Vyrobena část s vlamínovanými maticemi vpravo, protikus (podložka pro 3D tisk) vlevo [6]



Obrázek 29: „composite tube inserts 2. generace“ [6]

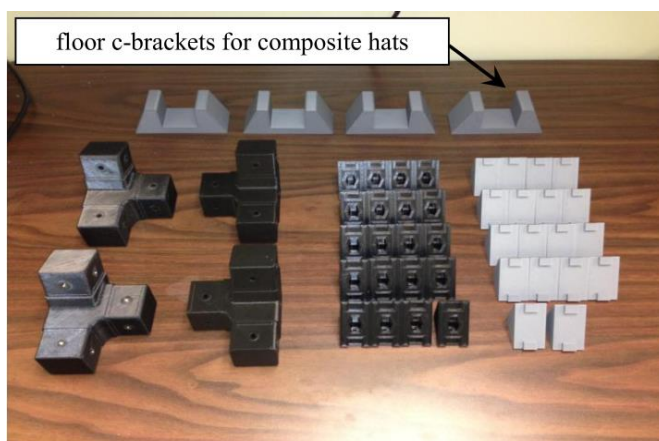
Shrnutí

Téměř všechny konstrukční spoje byly vyrobeny 3D tiskem, jediné co není v článku zmíněno je návrh podpěr pro konstrukci rámu („floor c-brackets for composite hats“ na obrázku 30). Autoři dále uvádí, že se jim podařilo vhodnou technologií výroby (zmenšováním hustot a vhodnou orientací nanášených vrstev při 3D tisku vzhledem k působícímu zatížení) snížit hmotnost každého spoje o čtvrt libry.

V druhé části dokumentu jsou popsány experimentální zkoušky vyráběných spojů (ohyb, tah, tlak, adheze vrstev), ty zde nejsou popsány, protože už se přímo netýkají řešeného problému.

Závěry pro řešený problém

- Použití karbonových trubek v nosné konstrukci habitatu by přineslo významnou hmotnostní úsporu oproti použití ocelového rámu (přibližně 4,5krát menší hustota).
 - Nevýhodami karbonových trubek mohou být vyšší cena a vyšší výpočtová náročnost při návrhu oproti izotropním materiálům.
- Při návrhu spojů voštin s rámem je možné použít 3D tisk, takto lze dosáhnout významné hmotnostní úspory.
- Další významné hmotnostní úspory lze dosáhnout samotnou technologií 3D tisku, například vhodnou orientací součásti případně proměnnou hustotou nanášených vrstev vůči působícímu zatížení. To s sebou ale přináší úskalí v podobě vyšší výpočtové náročnosti.



Obrázek 30: Všechny komponenty spoje kompozitních trubek s voštinovým rámem, vyrobené technologií 3D tisku [6]

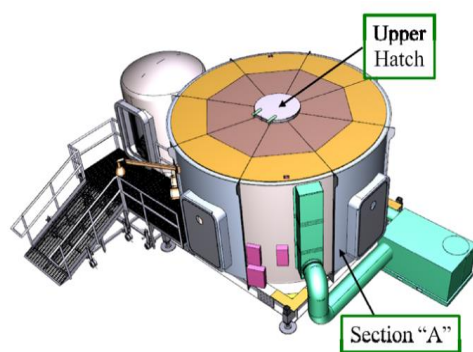
4.1.4 Popis výroby vesmírného habitatu HDU-DSH společnosti NASA [7]

Úvod

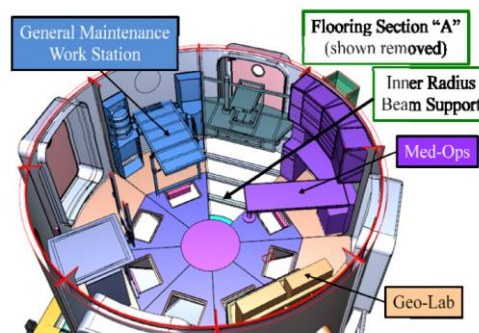
Jedná se o nový návrh, který navazuje na již vyrobený prototyp HDU-DSH první generace ve výzkumném centru Langley zobrazeného na obrázcích 16, 31 a 32. Z obrázků je zřejmé, že se jednalo o návrh, ve kterém se nosná konstrukce skládala z 8 panelových částí (jak v případě stěnových panelů, tak v případě střešních a podlahových panelů). V textu je popsán návrh prototypu HDU-DSH druhé generace. Mezi jednotlivými panely podlahové části jsou radiální ocelové přepážky.

Hlavním rozdílem oproti habitatu první generace, je že HDU-DSH druhé generace bude přetlakový s definovaným koeficientem bezpečnosti při zatížení vnitřním přetlakem. Konstrukční úpravy první generace byly na začátku specifikovány následovně:

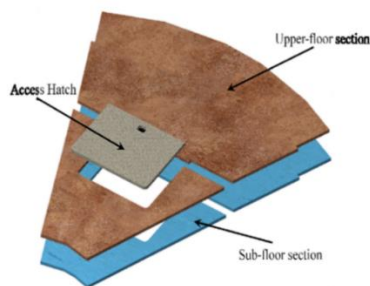
- Návrh podlahových panelů (obrázek 33)
- Návrh střešního poklopu („Upper Hatch“ na obrázku 31)
- Návrh radiálních výztuh („Inner Radius Beam Support“ na obrázku 32)



Obrázek 31: První generace HDU-DSH habitatu [7]



Obrázek 32: První generace HDU-DSH habitatu bez střechy [7]



Obrázek 33: Navrhovaný dílec podlahy s přístupem ke kabeláži [7]

Specifikované cíle

- tvorba designu
- návrh technologie výroby
- analýza metodologie
- experiment

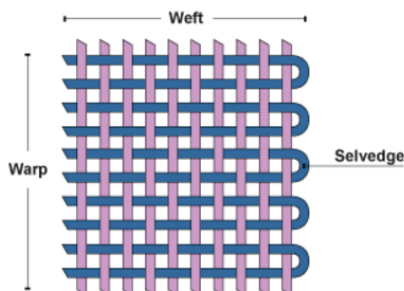
V průběhu práce na návrhu HDU-DSH pomocí metody „rapid prototyping“, byly primární cíle omezeny na tvorbu designu a technologii výroby. Prvním krokem byl návrh designu, technologie výroby a integraci částí do prototypu habitatu. Analýza metodologie a experiment byly provedeny také, ale v menším rozsahu kvůli časové tísní. Volba materiálu byla volena s ohledem na použití ve vesmírných aplikacích, z tohoto hlediska byly voštiny vhodnou volbou. Další výhodou voštin byla jejich multifunkčnost a fakt, že se používají například v konstrukcích radiačních úkrytů.

Voštinové konstrukce v HDU-DSH byly použity na základě dobrých zkušeností s voštinovými panely v konstrukci letadel Boeing 787 Dreamliner a Airbus A340. Autoři z těchto konstrukcí převzali zejména: strukturu, metody spojování, postupy při opravách.

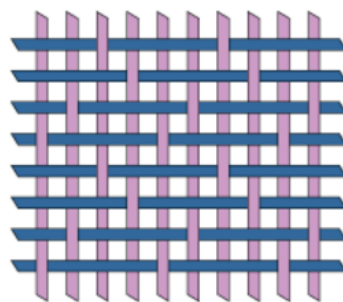
Materiál voštinových panelů

Parametry kompozitního potahu

- Skleněná vlákna ECG 75-1/0 v tkanině se saténovou vazbou
- Pre-preg s objemovým podílem epoxydové pryskyřice 0,62
- Každý potah je složen ze 3 vrstev tkaniny ze skleněných vláken s celkovou tloušťkou 0,03 palce



Obrázek 34: Základní vazba typu plátno [8];
překlad pojmů: „warp“ – osnova, „weft“ – útek,
„selvedge“ – lem



Obrázek 35: Saténová vazba [8]

Parametry nomexové voštiny a insertů

- velikost buňky: 1/8 palce = 3,175 mm; hustota 144,2 kg/m³
- impregnovány fenolovou pryskyřicí

Kvůli konstrukčním omezením zjištěným při návrhu HDU-DSH první generace, byla nominální výška panelu určena jako 36,6 mm (tím pádem je po odečtení tlouštěk potahů výška voštiny přibližně 35 mm).

Polotovár dodaného sendviče měl rozměry 4 x 12 stopy (1219,2 x 3657,6 mm). Z něho byly vyřezány jednotlivé části pomocí vodního paprsku. Voštinové buňky na okraji, (poškozené vodním paprskem) byly po okrajích obrobena (viz obrázek 36) a zality lepidlem Hysol 9359.3. a dále nespecifikovaným plnivem.

Kvůli zvolené technologii řezání pomocí vodního paprsku byly spodní části potahu v místě řezu prohnuty ve směru proudění vodního paprsku. Autoři zmiňují, že toto by se mohlo vylepšit volbou jiné technologie řezání, ale že jim pro jejich účely vyhovovalo dělení vodním paprskem.



Obrázek 36: Obrobené voštinové panely po řezání vodním paprskem [7]

Spojování pomocí insertů bylo výsledkem dlouhodobého vývoje, konkrétně při zatavení insertů do voštiny byl použit akrylo-nitril-butadien-styren (ABS). Aby komponenta dostala letecké osvědčení, byly použity již v předchozí části rešerše jednou zmiňované normalizované závity 10-32 UNF.

Všechny sendviče byly navrženy tak, aby byly schopné přenést zatížení 50 liber/stopa² (napětí vyvolané vahou člověka, po převodu = 244,12 kg/m²) s koeficientem bezpečnosti 1,5.¹

Část A, vývoj podlahy

Podlaha byla zobrazena na obrázku 33. Vrchní dílec podlahy byl na vnějším poloměru delší oproti spodní části o 1 palec (25,4 mm). Bylo to kvůli lepšímu připojení podlahy ke zbytku rámu habitatu, podélníkům a stabilitě podlahy. Poklop byl v podlaze umístěn symetricky a měl přes zbytek konstrukce na okraji přesah také 1 palec, kvůli utěsnění. Poklop byl navržen tak, aby po otevření byla dobře přístupná elektronika a vybavení umístěné pod podlahou.

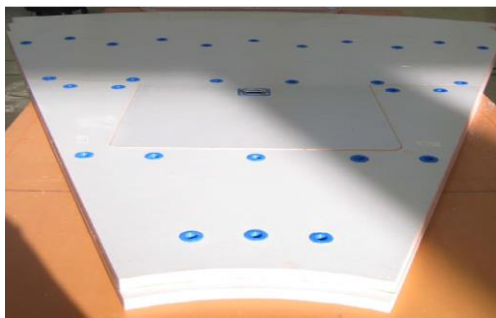
Na obrázcích 37 a 38 jsou zobrazeny první prototypy vyrobených podlah i finální geometrie umístěná v habitatu HDU-DSH. Největší problémem byla již zmíněná technologie řezání pomocí vodního paprsku. K dalším problémům, které jsou potřeba v budoucnu vyřešit patří: vlepené inserty a vhodné okrajové podmínky desek podlahy.

Problémy ve vesmírných aplikacích jsou:

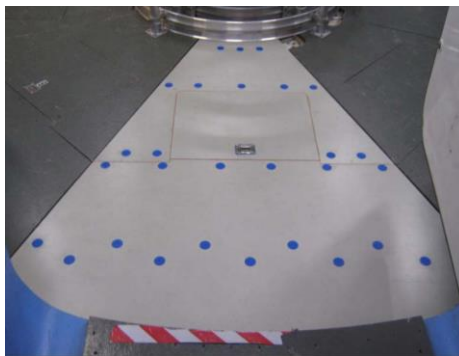
- změna gravitační konstanty (pokles až na 0,38 g)
- zatížení přetížením při startu
- zatížení extrémním polem teplot (nízké i vysoké)

Ve všech těchto případech zatížení je třeba provést ověření experimentem a stanovit správné materiálové charakteristiky. To je bohužel spojeno i s růstem nákladů.

¹ Všechny výpočty byly provedeny s uvažováním tíhového zrychlení, což je uvedeno až v závěru dokumentu.



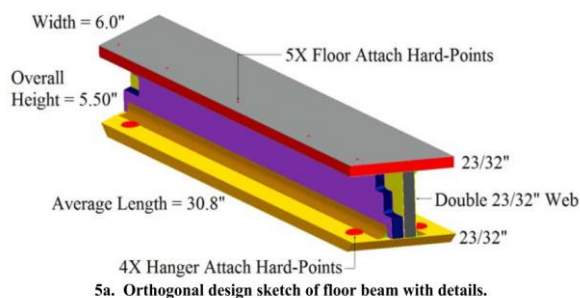
Obrázek 37: První vyrobený prototyp podlahy [7]



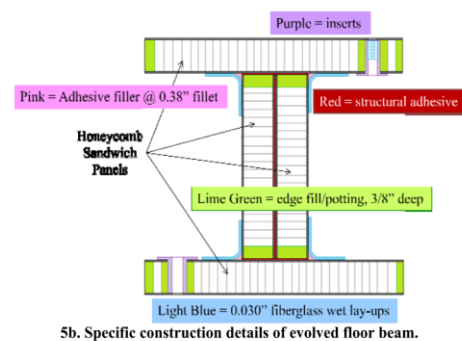
Obrázek 38: Umístění panelu pod kobercovou částí habitatu HDU-DSH [7]

Část B, vývoj radiálních výztuh podlahy

Radiální výztuhy podlahy byly zobrazeny na obrázku 32, pod pojmem „inner radius beam support“¹. Vzdálenost mezi nimi byla nominálně 20 palců (508 mm) a na samém okraji byly přidány dodatečné výztuhy. Z obrázku 32 je evidentní, že délka výztuh roste s poloměrem (30,84 palců, 46,18 palců a 61,50 palců). Tyto výztuhy byly spojeny pomocí přírub na obrázku 42 s ocelovou konstrukcí habitatu.



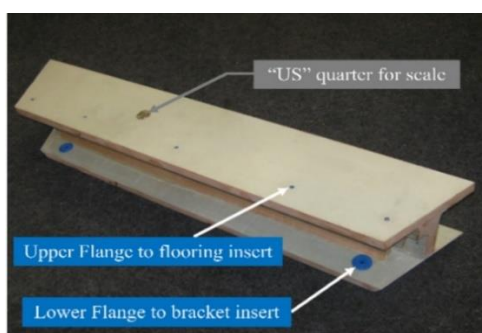
Obrázek 39: Rozměry radiální voštinové výztuhy [7]



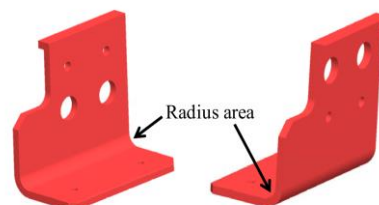
Obrázek 40: Řez radiální voštinovou výztuhou [7]

Dalším problémem bylo spojení radiálních voštinových výztuh s ocelovou kostrou habitatu. To bylo realizováno pomocí vlepených insertů a již zmíněných přírub, jak je zřejmé z obrázků 39, 40, 41 a 42. Ocelová kostra habitatu byla vyrobena ze svařitelné oceli označené „grade 50 A-572“ a měla tloušťku 5/16 palce (8 mm), vzhled konstrukce se podařilo dohledat v jiné publikaci na obrázku 43. Také bylo potřeba provést uříznutí části spodní pásnice nejdelšího nosníku na vnějším poloměru (části dále od stojiny) kvůli instalaci a spojení s ocelovou kostrou habitatu pomocí přírub stejného typu jako na obrázku 42.

¹ Toto označení je v textu zachováno, i když by se spíše hodilo je nazvat „obvodové výztuhy“.



Obrázek 41: Vyrobený radiální voštinová výztuha s vlamínovanými inserty [7]



Obrázek 42: Geometrie dílu spojujícího radiální voštinovou výztuhu s ocelovou kostrou na vnějším poloměru [7]

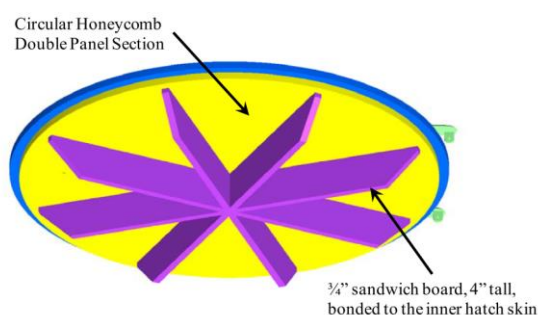


Obrázek 43: Kostra prototypu habitatu HDU-DSH [9]

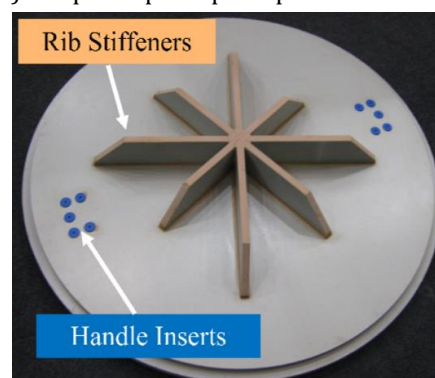
Část C, vývoj střešního poklopu

Na obrázku 44 je zobrazen návrh střešního poklopu habitatu HDU-DSH první generace. Vyrobený díl navíc obsahuje držadla a s tím spojenou úpravu výztuh, což je zřejmé z obrázků 44 a 45. Držadla obsahují torzní pružinu, která je automaticky vrací do původní polohy, také jsou na nich gumové vložky (obrázek 46), kvůli snížení hluku při zavírání.

Kvůli obavám s otevíráním, hmotnosti a zabíráním vnitřního prostoru habitatu, byl navrhnout nový poklop druhé generace. Tento poklop neobsahoval dvě vrstvy voštiny, nýbrž jenom jednu. Navíc se upustilo od aplikace radiálních výztuh („rib stiffeners“) na spodní ploše poklopu.



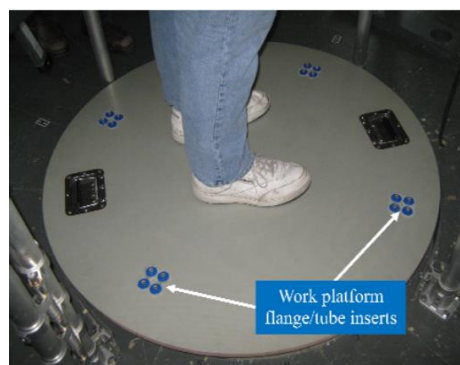
Obrázek 44: Návrh podlahy habitatu HDU-DSH první generace [7]



Obrázek 45: Vyrobený díl první generace, pohled zdola [7]



Obrázek 46: Vyrobený díl první generace, pohled shora, detail držadla [7]



Obrázek 47: Vyrobený díl druhé generace [7]

Následuje zmínka o tom, že systém otevírání poklopu pomocí mechanické interakce s výtahem **není zobrazen na žádném z obrázků v článku**¹, jeho možnou konstrukci se podařilo dohledat v jiném článku na obrázku 49. Systém otevírání je realizován pomocí trubek s přírubami připojenými pomocí insertů k poklopu, které zapadají přímo do vrchní části vysouvacího mechanismu (obrázky 47 a 48).

V souvislosti s návrhem druhé generace se objevila nutnost umístění zábradlí v horní části poklopu kvůli bezpečnosti, protože druhá generace na rozdíl od první není navržena tak, aby přenášela ohybové zatížení (v článku je zmíněno, že člověk stojící na poklopu druhé generace, tak porušuje bezpečnostní předpisy).



Obrázek 48: Trubka s přírubou, sloužící k vysunutí poklopu pomocí mechanismu spojeného s výtahem [7]



Obrázek 49: Prototyp habitatu HDU-DSH, návrh zvedací plošiny poklopu [9]

Část D, Vývoj insertů

Během vývoje bylo použito více typů insertů. Základní rozdělení lze provést následovně:

- inserty vodorovné s povrchem (typ 1, obrázek 50),
- inserty se zkosenými hrany a minimálním výstupkem na povrchu (typ 2, obrázek 52),
- inserty bez závitů (typ 3, obrázek 54)

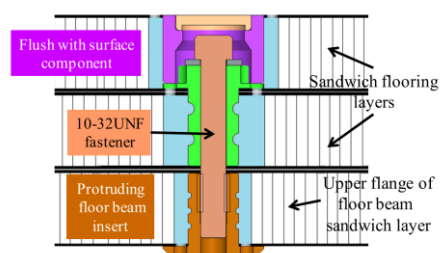
První typ insertu vodorovný s povrchem byl ve fázi vývoje změněn, protože způsoboval rozdrčení sklolaminátového potahu v důsledku koncentrace napětí, ale zbylá geometrie zůstala přibližně zachována.

¹ V článku nejsou prozrazeny všechny mechanismy a úvahy výpočtářů. Například se uvádí rozdílnost zatížení pro poklop vysunutý do prvního a druhého podlaží (přitom na obrázku 31 je jen jedno podlaží).

Všechny typy insertů byly složeny ze dvou nebo více komponent spojených lepením, což je zřejmé z obrázků 56 a 57. Inserty sloužící ke spojení radiálních voštinových nosníků s voštinovými panely byly složeny pouze ze dvou komponent, protože stačilo, když budou skrz panelovou část.¹

Kvůli specifické geometrii a materiálu voštinových panelů a voštinových výztuh popsaných výše, nebyly nalezeny vhodné obecné, spojovací inserty. Kalkulace nákladů spojených s nákupem komerčně vyráběných spojovacích prostředků vyšly velmi nepříznivě. Proto bylo použito metody „rapid prototyping“ k návrhu vhodného designu insertů.

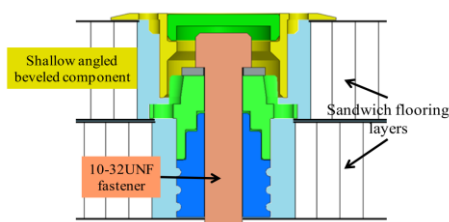
Typické inserty bývají vyrobeny buď ze slitiny (většinou hliníkové) nebo z termosetů². Při výrobě se vyžadují specifické finální úpravy: broušení, leštění... Kvůli této náročnosti byla zvolena jednodušší technologie výroby v podobě 3D tisku.



Obrázek 50: Insert vodorovný s povrchem, typ 1 [7]



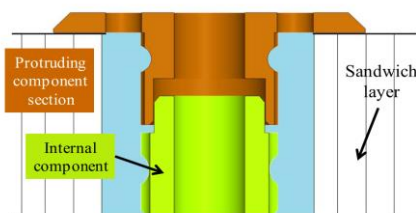
Obrázek 51: Použitý insert vodorovný s povrchem [7]



Obrázek 52: Insert s mírným zkosením, typ 2 [7]



Obrázek 53: Použitý insert se zkosením [7]



Obrázek 54: Insert bez závitů, typ 3 [7]



Obrázek 55: Použitý insert bez závitů [7]

¹ Pravděpodobně tím autoři myslí inserty typu 3, text není v tomto odstavci úplně jasný.

² Autoři uvádí „Turlon“, ale pravděpodobně jde o překlep a správně je „Torlon“.



Obrázek 56: Komponenty insertu typu 2 [7]



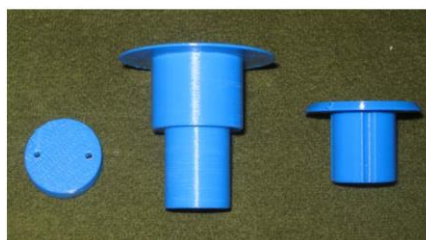
Obrázek 57: Slepěný insert typu 2 [7]

V případě vesmírného habitatu přibyl na začátku požadavek vidět podlahovou část při výpadku proudu a osvětlení i za tmy, aby posádka našla únikový východ.

Z tohoto důvodu byl navrhnout jako materiál insertů materiál zářící ve tmě. Tento typ materiálu byl nicméně méně robustní a špatně vyrobitelný, což je zřejmé z obrázku 58. Vhodnějším materiálem se ukázal být termoplast ABS. Pomocí 3D tisku byly vyrobeny všechny inserty v tomto článku.



Obrázek 58: Insert vyrobený z materiálu zářícího ve tmě [7]



Obrázek 59: Finální insert se závitem, typ 1 [7]



Obrázek 60: Insert se závitem, s nasazenou čepičkou [7]



Obrázek 61: Vnitřní závít po odstranění čepičky [7]

Výhody vyrobených insertů:

- nízké náklady na výrobu
- netřeba provádění dokončovacích operací
- dobrá adheze lepidla na použitý materiál
- optimální termodynamické vlastnosti spoje voštiny¹
- hmotnostní úspora
- navíc mohou být doslova „šity na míru“ pro jakoukoliv specifickou aplikaci.

Experimentální ověření vyrobených dílů

Pro experimentální ověření materiálových charakteristik voštinového jádra byla použita zkouška 4 bodovým ohybem podle norem ASTM D7249, ASTM C393 a tlaková zkouška samotné voštiny.

¹ Minimalizace vrtaného otvoru a plniva kolem insertu, kde vznikají tepelné mosty

Autoři před provedením experimentu předpokládali, že hlavní vliv na mezní stav voštinových panelů má potah (jeho modul pružnosti a mez pevnosti) a mezní stavy voštiny jsou nevýznamné¹.

Autoři nejdříve modelovali materiál voštinového jádra jako izotropní a až po provedení experimentu zmiňují jako ideální variantu orthotropní model materiálu, který ale ve zjednodušeném analytickém modelu na obrázku 65 nelze použít.

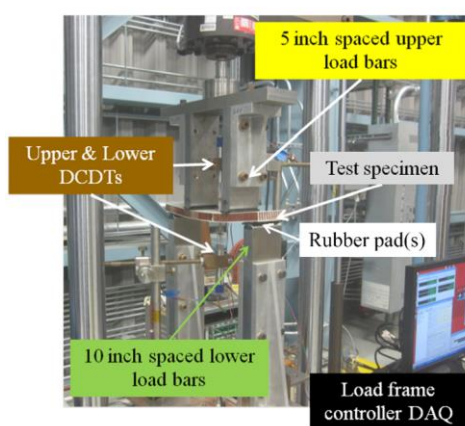
Experimentální zjištění orthotropních materiálových konstant je složité, zejména kvůli omezení v podobě vhodného upnutí vzorku v čelistech. Kvazistatická zkouška 4 bodovým ohybem pomohla stanovit meze pevnosti a moduly pružnosti v tahu i tlaku sklolaminátového potahu, které se obecně liší.

Zkouška 4 bodovým ohybem

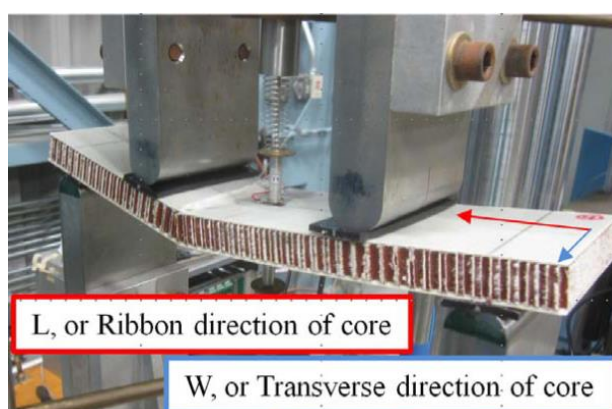
Zkušební zařízení mělo následující parametry: poloměr zaoblení ocelových podpěr byl 1 palec, vzdálenosti podpěr zleva doprava: 5 palců + 10 palců + 5 palců, každá podpěra byla navíc opatřena gumovou vložkou s tvrdostí 60 podle Brinella, aby došlo k rovnoměrnějšímu rozložení tlaku, měřící aparatura je zobrazena na obrázku 62. Měřící řetězec byl před začátkem zkoušky vynulován a vzorkovací frekvence byla nastavena na 4 Hz.

Mezní stav voštinového panelu (v textu detailněji neanalyzovaný), je zobrazen na obrázku 63, na kterém jsou zobrazeny i směry voštinového jádra L a W².

Na základě již zmíněné normy ASTM D7249 byl určen efektivní modul potahu („The effective facesheet modulus“), tento parametr mimo jiné garantuje dodavatel panelů, experimentální výsledky se shodují s tím, co garantuje dodavatel³.



Obrázek 62: Testovací zařízení, zkouška 4 bodovým ohybem [7]



Obrázek 63: Mezní stav voštinového panelu při zkoušce 4 bodovým ohybem [7]

Autoři si uvědomují, že L směr voštinového jádra je tužší než W směr, a protože chtějí být konzervativní, přiřazují směru L nižší tuhost směru W v pozměněném orthotropním modelu materiálu⁴.

¹ Toto je chybný předpoklad autorů, viz strana 63.

² Autoři se o nich více nezmiňují, detailněji jsou popsány na straně 58.

³ Materiálový list samotného sklolaminátového potahu v textu není.

⁴ Nepřesnost modelu materiálu.

Výrobce uváděný modul pružnosti potahu¹ byl po přepočtu 17,2 GPa, z experimentu vyšel modul pružnosti 16,5 GPa, což se dá považovat za dobrou shodu a takto získaná hodnota byla použita pro další analytické výpočty (E_{fs} na obrázku 65).

Za zmínku stojí i fakt, že přetvoření horního a dolního potahu jsou symetrická zhruba do rozsahu přetvoření „1000 $\mu\text{m}/\text{m}$. Při přetvoření 3000 $\mu\text{m}/\text{m}$ už je asymetrie evidentní. Asymetrie přetvoření je dána:

- malými rotacemi a posuvy materiálu v místech podpěr
- velkými deformacemi
- nelineárním chování materiálu voštinového jádra

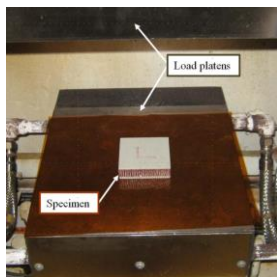
Tlaková zkouška

Cílem experimentu bylo analytické stanovení modulu pružnosti v tlaku ve směru Z voštinového jádra na základě výsledků experimentu (obrázky 64, 65 a 66).

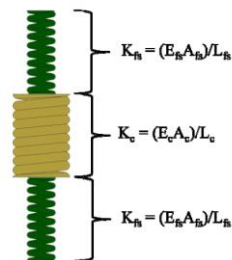
Známé přitom byly rozměry: $A_c = A_{fs}$ (plocha 3 x 3 palce), L_{fs} (výška jednoho potahu), L_c (výška voštinového jádra), E_{fs} (modul pružnosti potahu získaný na základě předchozí zkoušky 4 bodovým ohybem).

Pro sériově řazené pružiny platí vztah níže, kde K_t je celkový modul pružnosti soustavy určený experimentálně (směrnice grafu napětí-přetvoření), jedinou neznámou tak zůstane hledaný E_c modul pružnosti v tlaku voštinového jádra.

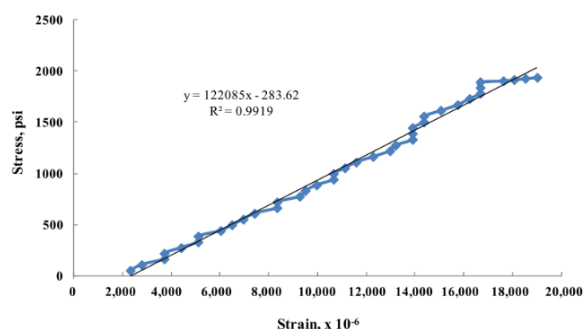
$$\frac{1}{K_t} = \frac{2}{K_{fs}} + \frac{1}{K_c}$$



Obrázek 64: Testovací zařízení (lis) na tlakovou zkoušku voštinového jádra [7]



Obrázek 65: Zjednodušený analytický model pro tlakovou zkoušku [7]



Obrázek 66: Výsledky experimentu tlakové zkoušky voštinového panelu [7]

¹ „facesheet planar modulus of elasticity“

Výsledky experimentu a postup výpočtu byl následující:

$E_t = 841,7 \text{ MPa}$ ¹, $E_c = 606,7 \text{ MPa}$ (modul pružnosti voštinového jádra), maximální tlakové napětí = $13,36 \text{ MPa}$. ²

Tyto hodnoty jsou porovnány s tím, co garantuje výrobce na obrázku 67. V publikaci [10] je vysvětlen rozdíl mezi hodnotami „bare compression“ a „stabilized compression“. „Bare compression“ je test jádra bez potahu a je používán jen pro určení přibližných hodnot. „Stabilized compression“ je test jádra i přilepených potahů, ten se uvádí jako vhodnější, kvůli lepšímu rozložení zatížení na jádro.

V textu tak byl použit „stabilized compression test“, což je zřejmé z obrázku 64. Důležitá je nahore uvedená odchylka $\pm 10 \%$. Dolní mez tohoto tolerančního intervalu je $13,293 \text{ MPa}$, tudíž naměřená hodnota $13,36 \text{ MPa}$ do něj ještě spadá. Autoři uvádí, že to může být dáno tím, že výška voštiny byla $0,66$ palce oproti referenční $0,5$ palce.

Při vytvoření orthotropního modelu materiálu autoři převzaly hodnoty G_{12} (směr L) a G_{23} (směr W) z obrázku 67³. Hodnoty Poissonových poměrů autoři uvádí jako nevýznamné⁴.

Properties of Gillfab HD - Non-Metallic Honeycomb
Based on .500" thick slice unless stated otherwise
Typical average property values

PROPERTY	UNIT (Eng./Metric)	1/8 CELL ($\pm 10\%$)		3/16 CELL ($\pm 10\%$)
Nominal Density		8.0 PCF	9.0 PCF	6.0 PCF
Cell Size	in (mm)	0.134 (3.4)	0.135 (3.4)	0.196 (5)
Bare Compression	PSI (N/mm ²)	1,665(11.48)	2,031 (14.00)	94 (6.85)
Stabilized Compression	PSI (N/mm ²)	1,750(12.07)	2,133 (14.71)	1,120 (7.72)
Shear - L Direction				
Ultimate Load	PSI (N/mm ²)	548 (3.778)	564 (3.889)	590 (4.068)
Modulus	PSI (N/mm ²)	18,610(128.3)	20,510(14.4)	17,000(117.2)
Shear - W Direction				
Ultimate Load	PSI (N/mm ²)	397 (2.737)	423(2.917)	388 (2.675)
Modulus	PSI (N/mm ²)	10,370(71.5)	12,110 (83.5)	9,900 (68.3)
Water Migration	Number of contiguous cells	1.00	1.47	1.08
Flammability -60 Second Vertical				
Self-Extinguishing Time	second	1.3	0.1	1.9
Burn Length	inch (mm)	2.9 (74)	0.5 (13)	1.6 (41)
Drip Extinguishing Time	second	0	0	0

Obrázek 67: Materiálové charakteristiky garantované dodavatelem [7]

Výsledek výpočtového modelu

Byl použit řešič MSC Nastran v kombinaci s pre&post procesorem Patran. Byl použit „Patch test“ (konvergence výpočtu ke správnému řešení při změně sítě)⁵.

¹ Celkový modul pružnosti soustavy v tlaku = $122e3 \text{ psi}$, směrnice tečny na obrázku 66

² Zde je v textu překlep: je uvedeno $1,939 \text{ psi}$. Z obrázku 66 je ale zřejmé, že správná hodnota je 1939 psi , tato hodnota byla při převodu na uvedenou hodnotu v MPa opravena.

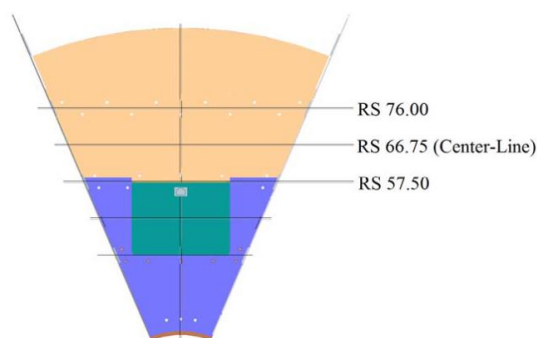
³ V tabulce je podobná přepočtení chyba. Hodnoty N.mm^{-2} mají rozměr MPa a jsou správné, chyba je v hodnotách v jednotkách psi, tyto hodnoty jsou ve skutečnosti 1000krát větší, což vyplývá například z obrázku 66 a předchozí poznámky.

⁴ Viz strana 58.

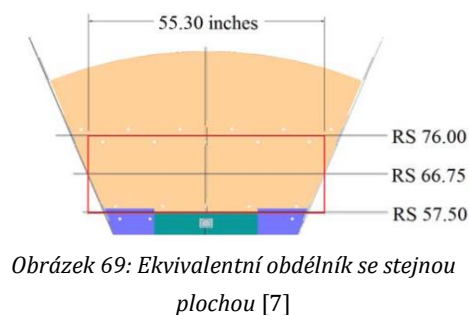
⁵ Inženýry bylo dlouhou dobu předpokládáno, že zjemňování sítě je dostačující podmínkou pro konvergenci výpočtu, se stále častějšími nelinearitami ve výpočtech tato podmínka ale platit obecně nemusí, proto se provádí zmíněný patch test, kde musí být ale známo analytické řešení modelu.

Test konvergence provedli autoři následovně:

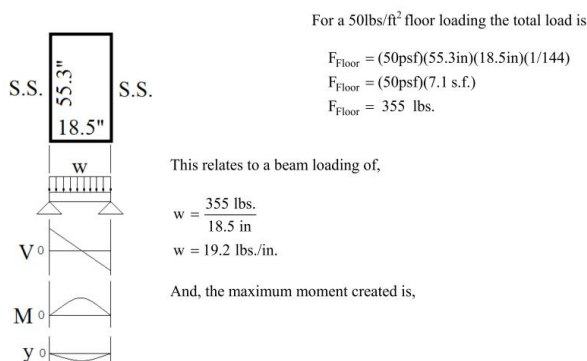
- Vytvoření ekvivalentního obdélníku a ekvivalence s ohýbaným nosníkem zatíženého plošným zatížením 50 lb.ft² (obrázky 68, 69, 70 a 71)¹.
- Po provedení výpočtu maximálního momentu, vyjde maximální ohybové napětí 343 psi.
- Tuto hodnotu považují autoři za správnou a provádějí „patch test“ tak, že opakují tutéž simulaci pomocí metody konečných prvků při změnách okrajových podmínek, silovým a deformačním zatížením nodů, dokud v jimi vytvořeném matematickém modelu nedosáhne ohybové napětí přibližně stejné hodnoty jako ohybové napětí vypočtené analyticky.



Obrázek 68: Rozměry největší nepodepřené plochy [7]



Obrázek 69: Ekvivalentní obdélník se stejnou plochou [7]



$$M_{\text{max}} = \frac{w \times x}{2} (1 - x) = \frac{w \left(\frac{1}{2} \right)}{2} \left(1 - \frac{1}{2} \right)$$

$$M_{\text{max}} = \frac{(19.2)(9.25)}{2} (18.5 - 9.25) = \frac{(19.2)(9.25)^2}{2}$$

$$M_{\text{max}} = 821\text{ in.-lbs.}$$

Obrázek 71: Výpočet maximálního ohybového momentu [7]

Obrázek 70: Analytický model ohýbaného nosníku [7]

Pomocí metody MKP byly dále simulovány: zkouška 4 bodovým ohybem, tlaková zkouška voštinového panelu, ohybová zkouška voštinové výztuhy (ten oproti předchozím nebyl měřen experimentálně).

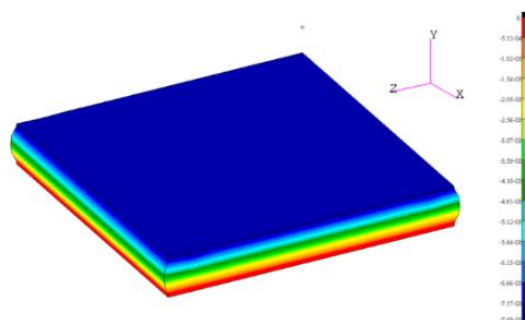
¹ Tato ekvivalence není správná, viz závěr kapitoly.

Tlaková zkouška voštinového panelu

Potah měl 1 solid element po tloušťce, voština 4 solid elementy. Jednotlivé směry jsou definovány následovně: x – směr L, y – průhyb, z – směr W (viz obrázky 63, 72).

Okrajové podmínky:

- jednomu spodnímu rohovému uzlu bylo odebráno 6 stupňů volnosti
- uzlům na spodní ploše zamezeno posuvu ve směru y, čímž se simulovala ideálně tuhá podložka



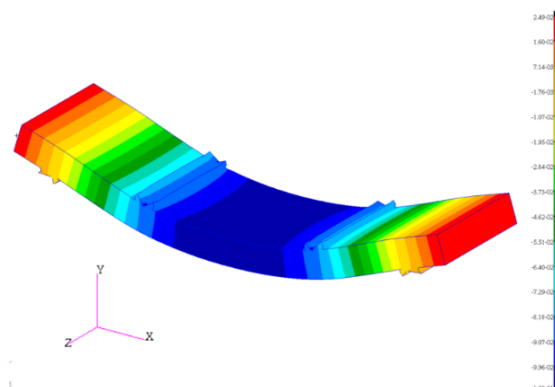
Obrázek 72: Posuv ve směru y [palce] [7]

Zkouška 4 bodovým ohybem

Okrajové podmínky:

- uprostřed vzorku byl umožněn posuv pouze ve směru průhybu viz obrázek 73, autoři uvádí kvůli symetrii¹
- krajní spodní části železných podpěr byly vetknuty
- na rozhraní mezi gumovou vložkou a potahem, byly posuvy jednotlivých uzlů ekvivalentní²

Výpočet byl následně zopakován nelineární analýzou s aktivním kritériem velkých deformací. Při stejném zatížení se výsledný průhyb zvětšil o 3,2 % a výsledná ohybová tuhost se téměř shodovala.



Obrázek 73: Posuv ve směru y [palce] [7]

¹ Předepsáním této podmínky dojde ke zkreslení poissonových efektů. Vhodnější by bylo zamezení posuvu pouze ve směru x.

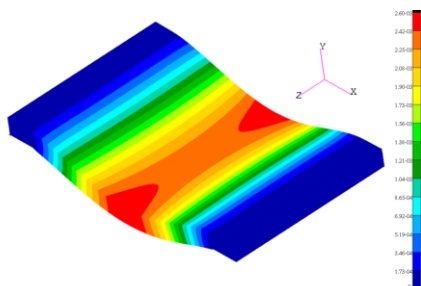
² Pravděpodobně jde tedy o kontakt „bonded“. Lepší by bylo použít např. „frictional“, což je zřejmé z obrázku 73.

Ohybová zkouška radiálních voštinových výztuh a podlahy

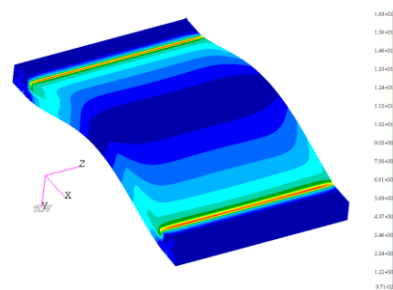
Modely orthotropního materiálu byly převzaty na základě předchozích experimentů a analytických výpočtů. Kvůli vyztužení podlahy i výztuh dvěma vrstvami voštinových sendvičů s potahy (viz obrázky 36 a 40), byly výsledné konstrukce velmi tuhé, což dávalo téměř identickou shodu při lineární i nelineární analýze.

Cílem výpočtu nebyla hmotnostní optimalizace (jak tomu bývá u většiny konstrukcí DSH habitatů), jako spíše evoluční výpočty materiálů používaných v letectví a jejich možná aplikace ve vesmírných habitatech. Zatížení bylo provedeno tlakem, okrajové podmínky bohužel popsány detailněji nejsou.

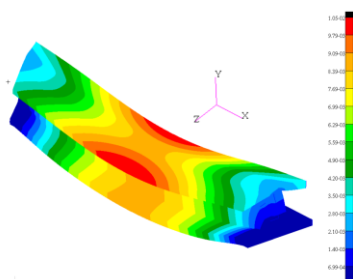
Autoři analyzují výsledky pomocí maximálního redukovaného napětí podle kritéria HMH¹. Všechny hodnoty vycházejí maximální v místech podpěr a jsou daleko pod všemi kritickými napětí voštinových panelů definovaných výrobcem na obrázku 67, proto jsou podlaha i výztuhy celé konstrukce bezpečné s dostatečnou rezervou bezpečnosti.



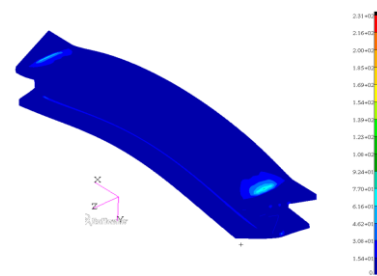
Obrázek 74: Posuv ve směru y [palce] [7]



Obrázek 75: Maximální redukované napětí HMH [psi]
[7]



Obrázek 76: Posuv ve směru y [palce] [7]



Obrázek 77: Maximální redukované napětí HMH [psi]
[7]

Zhodnocení přínosu článku pro budoucí habitaty

Použitý design, výroba a výpočty byly provedeny pro aplikaci na zemi s gravitačním zrychlením 1 g. Mnoho designových požadavků na konstrukci habitatů není v textu popsáno. Navržená konstrukce

¹ Kvůli materiálovým směrům orthotropního materiálu ztrácí kritérium HMH svůj význam, což si autoři neuvědomují. Pro vyhodnocení mezních stavů by bylo vhodné použít některé z existujících kritérií pro orthotropní materiály například: kritérium hlavních orthotropních napětí nebo konzervativnější kritérium Tsai-Wu [29].

by při gravitačním zrychlení 1 g měla být schopna přenést gravitační síly od posádky, vybavení, hmotnosti samotné konstrukce i náhodné (přídavné) zatížení. Optimalizace hmotnosti by se měla provést v některé z následujících studií.

Cílem článku byl zejména přesnější popis voštinových materiálů, jejich spojování, technologie výroby a možné experimentální testování.

Největším úspěchem článku je vyvinutá technologie výroby insertů, ty mají následující výhody:

- nízká cena
- malá hmotnost
- možnost vyrobitelnosti více kusů
- netřeba dokončovacích operací
- možnost využití v leteckém průmyslu

Dále autoři zmiňují, že sendvičové struktury včetně voštinových panelů jsou většinou v praxi podrobeny **lineárním analýzám a navrhuji se raději robustnější**.

Požadavky ve vesmírných habitatech zejména na hmotnostní úsporu jsou přímým opakem této filozofie, a tak v budoucnu bude třeba nastudovat nelineární odezvu těchto materiálů více do hloubky, než tomu bylo v tomto článku.

Další výzvou v návrhu vesmírných habitatů budou termální analýzy a modelování degradačních účinků vesmírného prostředí (MMOD – vesmírný odpad).

Shrnutí

Návrh vesmírného habitatu s mikro gravitací a s ohledem na MMOD bude zcela odlišný od současného návrhu pozemských prototypů. Dimenzování při mikrogravitaci nebo přetížení při startu bude zcela odlišné než u pozemských prototypů. Na druhou stranu posuzování vybraných konstrukčních uzlů bude přibližně stejné (jenom s jiným modelem zatížení). Voštinové konstrukce dnes již běžně používané v leteckém průmyslu jsou vhodné i pro vesmírné aplikace a s tím přichází i stejné problémy:

- návrh insertů
- spojení s výztuhami
- adhezní systémy mezi voštinou a potahem
- opracování okraje voštiny
- zavádění osamělých sil do konstrukce.

Komerčně vyráběné inserty se v tomto případě jeví nevhodné zejména z důvodu ceny při požadavku na specifickou geometrii a nízkou hmotností.

Závěry pro řešený problém

Zveřejněný článek je jediný, který přímo popisuje vývoj a konstrukci vybraných částí vyrobeného habitatu pro extrémní prostředí HDU-DSH společnosti NASA. Jedná se o raritu, protože NASA si chce většinou zachovat své „Know-how“, a tak zveřejňuje jenom finální návrhy v prezentacích určených pro širokou veřejnost. Úroveň článku nicméně kazí:

- obrázky jsou uvedeny až za textem, čímž se významně zhoršuje orientace v textu.
- překlepy v jednotkách uvedených v poznámkách výše.
- špatné matematické modely (rozebráno níže).

Z článku by pro řešení problém mohly být přímo převzaty následující prvky.

Technologické prvky

- Návrh insertů pomocí 3D tisku navržené pro konkrétní aplikaci.
- Technologie obrábění komerčně vyráběných voštinových panelů vodním paprskem a následné vydlabání voštiny po okraji není nejvhodnějším, ale přijatelným, technologickým postupem viz obrázek 36.
- Technologie vyplňování a olemování vnějšího okraje obrobených panelů by si zasloužila vlastní řešeršní část. V textu detailněji popsána není.
- Technologie vyplňování otvorů ve voštině v místech vlepených insertů by si také zasloužila vlastní řešeršní část. V textu detailněji popsána není.

Konstrukční prvky

- Použití voštinových výztuh (nosníků) při spojování a vyztužování panelů.
 - Vedlo by k významnému snížení hmotnosti.
- Design střešního poklopu z voštinových panelů může být použit pro návrh designu výřezu dveří.
 - Nejvhodnější se jeví **kruhový výřez**
 - Může být použit design 2. generace, v případě, že nebude vycházet rezerva bezpečnosti, může být vyztužen radiálními výztuhami, jako je tomu u designu 1. generace na obrázku 35.

Experimenty

- Zkouška 4 bodovým ohybem (voštinového panelu a sendvičových nosníků)
- Tlakové zkoušky voštinového panelu („Bare compression test“ nebo „Stabilized compression test“) [10]
- Matematické modely verifikující výsledky experimentu
 - Zjednodušený analytický výpočet tuhosti voštinového jádra dle obrázku 65.

Navržené změny v matematických modelech

Kvůli poznámkám pod čarou výše v textu se neztotožňuji s autory v některých výpočtových modelech. Tyto modely navrhuji upravit následovně:

- Určení materiálových konstant orthotropního modelu materiálu
 - bez ztotožnění modulu pružnosti v tahu ve směrech W a L voštiny
- Vytvoření výpočtového modelu zkoušky 4 bodovým ohybem
 - použití kontaktu se třením „frictional“ na podpěrách, nikoliv „bonded“ – slepeno
 - aktivní kritérium velkých deformací
 - posouzení bezpečnosti s ohledem na materiálové směry orthotropního materiálu, nikoliv pomocí maximálního redukovaného napětí HMM, které se pro orthotropní materiály nepoužívá

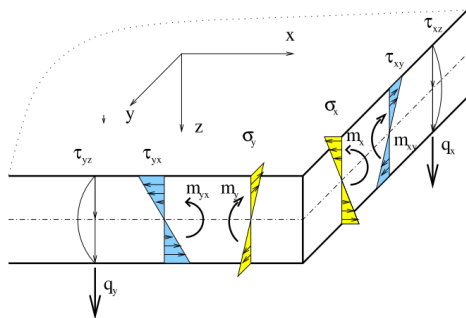
Důvody zavržení „patch testu“ ohýbané desky

Analytický výpočet napjatosti v desce nelze nahradit prutem, kde se uvažuje jednoosá napjatost, jak to provádí autoři na obrázcích 68 až 71 protože:

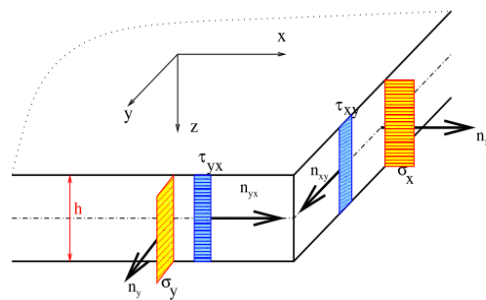
1. nejsou splněny geometrické prutové předpoklady:
 - „délka střednice L je minimálně stejně velká jako největší rozměr příčného průřezu H_{\max} , většinou $L \gg H_{\max}$ “ [11].
 - Z obrázku 70 lze odečíst, že $L = 18,5$ palce, $H_{\max} = 55,3$ palce, z čehož je zřejmé, že tento geometrický prutový předpoklad splněn zdaleka není.
2. Ve skutečnosti je zde dvouosá napjatost viz obrázek 78.
3. Navíc se v tomto konkrétním případě při **velkých deformacích** bude jednat o stěno-desku, která zachycuje i normálové síly viz obrázek 79. Zjednodušení na jednoosou napjatost tak bude dávat nepřesné výsledky.

Kvůli **nelinearitě v podobě velkých deformací** ztrácí tvorba analytického „patch testu“ (nastavování matematického modelu na stejné výsledky jako přesný analytický výpočet) smysl, protože vypočtená analytická hodnota nebude správná.

Z výše zmíněných důvodů jsem se rozhodl „patch test“ nepoužít.



Obrázek 78: Složky napětí v uvolněném elementu desky [12]



Obrázek 79: Složky napětí v uvolněném elementu stěny [12]

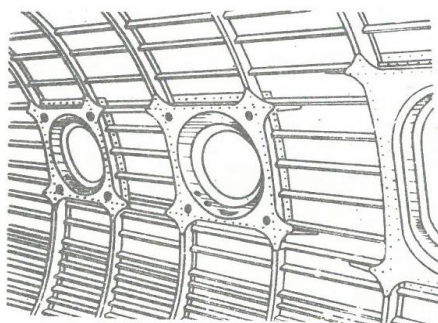
4.2 Osvědčené konstrukce přetlakových trupů letadel

Jako hlavní zdroj literatury posloužila publikace [13] doplněná informacemi z publikace [14]. Cílem bylo nastudování problematiky použití výztuh v trupech letadel a jejich aplikace při konstrukčním řešení výřezu dveří v potahu v podobě dveří a oken v trupu letadla.

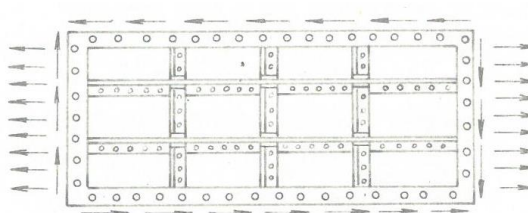
Jako další zdroj pevnostních výpočtů v leteckých konstrukcích posloužily prezentace z předmětu tenkostěnné konstrukce prof. Petrušky.

4.2.1 Výřezy v potahu

Všechny výřezy v poloskořepinovém potahu je nutné olemovat nosnými konstrukčními částmi, které přenesou síly působící na potah.



Obrázek 80: Malé výřezy v trupu [13]



Obrázek 81: Velký výřez v trupu [13]

U malých výřezů (např. okna) se olemování provede pomocí rámu. Jejich kryty přenášejí síly, které by normálně přenášel potah. Spojení krytu s rámem se provádí pomocí zámků.

U velkých výřezů (např. čelní sklo), které přenáší smyk, tah nebo tlak, jsou výřezy navrženy na přenos sil pomocí vnitřních výztuh, které bývají vzájemně spojeny. Podélné výztuhy musí přenést normálové síly při ohybu trupu. Příčné výztuhy musí přenést síly vyvolané krutícím momentem.

4.2.2 Vliv výřezu na přetlakové kabině na rozložení napětí

Trup je při zatížení namáhán ohybem, krutem a posouvajícími silami. Výřez způsobí na okrajích koncentrace napětí. Navíc výřezy snižují tuhost, únosnost a životnost konstrukce. Cílem je tedy je co nejvíce minimalizovat tyto efekty ve stádiu návrhu konstrukce.

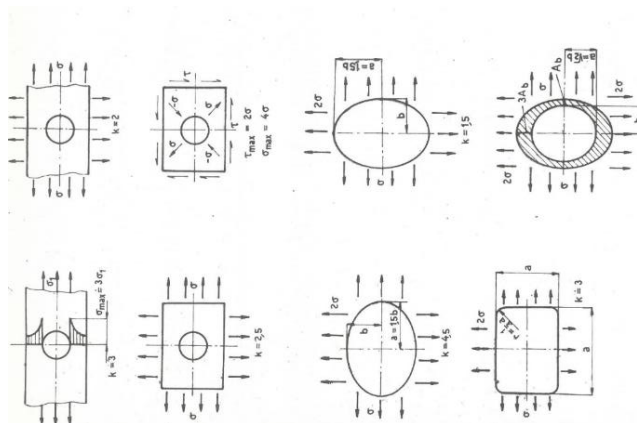
Nejčastěji se volí kruhové a eliptické tvary, v nejhorším případě obdélníkový tvar se zaoblenými rohy. Vliv na napjatost v trupu charakterizuje součinitel koncentrace napětí k .

Na obrázku 82 jsou zobrazeny základní módy zatížení a hodnoty součinitele koncentrace napětí k ve výřezu.

Součinitel koncentrace napětí lze nicméně významně snižovat vhodným tvarem okrajového vyztužení. Dokonce je možné navrhnout eliptický nebo kruhový otvor tak, aby bylo při dvouosé napjatosti k rovno 1. Toto vyztužení je zobrazeno v pravém dolním rohu na obrázku 82, kde vyšrafovaná část představuje geometrii onoho vyztužení.

U kruhového výřezu zatíženého rovnoměrnou dvouosou napjatostí, přičemž $\sigma_1 = \sigma_2$, je možné vyztužení navrhnout tak, aby byl součinitel koncentrace napětí roven 1:

- Tloušťka okrajového vyztužení je 3,3krát větší než tloušťka potahu.
- Poměr poloměru vnější části vyztužení ku poloměru vnitřní části vyztužení je roven 1,36.

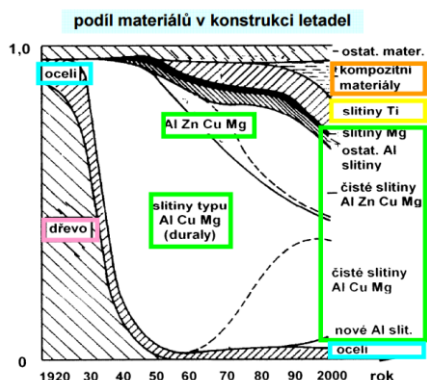


Obrázek 82: Součinitel koncentrace napětí k pro různé výřezy a různé módy zatížení

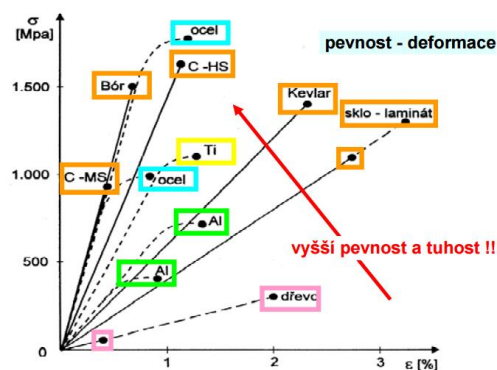
4.2.3 Materiály v leteckých konstrukcích

Používané materiály v leteckých konstrukcích se historicky velmi mění, což dokládá obrázek 83. V případě sendvičových panelů, se dříve používaly překližkové potahy a korková jádra.

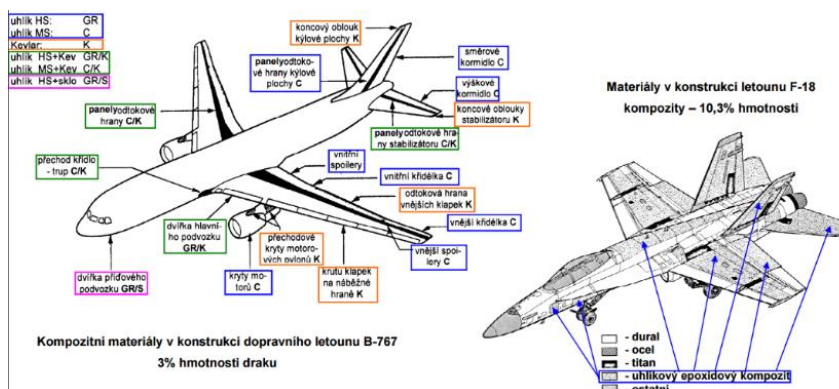
U sendvičových panelů se dnes nejvíce používá jako materiál potahu sklolaminát, jádro voštinových panelů pak obvykle bývá vyrobeno z pěny nebo voštiny.



Obrázek 83: Historický vývoj poměrného zastoupení leteckých materiálů v konstrukci letadel [4]



Obrázek 84: Tahové zkoušky jednotlivých materiálů používaných v letectví [4]



Obrázek 85: Použití kompozitních materiálů v letadlech Boeing 767 a F-18 [4]



Obrázek 86: Použití voštinových jader v letadle Boeing 747 [4]

Při volbě vhodného materiálu u letadel hraje (kromě hmotnostních, tuhostních a pevnostních vlastností) velkou roli nehořlavost, odolnost materiálu proti šíření trhliny a odolnost proti rázovému poškození.

Nejlepší kombinací výše uvedených vlastností mají voštinové materiály, proto se používají i v konstrukcích křídel (viz obrázek 86), kde hrozí rázové zatížení např. od nárazů ptáků do křídel.¹

Základní klady a zápory všech leteckých materiálů jsou zobrazeny na následujících obrázcích.

Vlastnosti konstrukčních materiálů I

materiálová skupina	ρ [kg/m ³]	R_m [Mpa]	klady	zápory	příklad
DŘEVO (překlídky)	600 (800-1400)	200 (135-300)	měr. hmotnost tlumení obrobitelnost únava	rozptýl mech vln životnost hořlavost	smrk borovice vrstvený buk
OCELI	7800	2000	mech vlastnosti únava	měr. hmotnost	12 (L-VARD) 14,15, (L-CM3) 16 (L-ROLN) 17 žárupevné, nerez
SLITINY LEHKÝCH KOVŮ					
slitiny Al Al - Cu - Mg (duraly)	2800	560	ρ únava tenkos konstruk.	teplota koroze	424253.6 -superd pantal
Al-Zn-Mg-Cu		720			
Al-Si-Mg		300			silumin (odlitky)
Al-Li-...	2500		+ 10% E	cena	Lital,...
slitiny Mg	1800	340	ρ	hořlavost	elektron
SLITINY TI	4500	1400	mech vlast/ ρ teplota koroze	obrobitelnost tepelné zpracov.	

Obrázek 87: Používané letecké materiály, část 1 [4]

Vlastnosti konstrukčních materiálů II

materiálová skupina	ρ [kg/m ³]	R_m [Mpa]	klady	zápory	příklad
KOMPOZITNÍ MATERIÁLY = pojivo + výztuž					
pojivo: polymerní (pryskyřice: epoxid., polyester), uhlík, kovy, keramické hmoty					
výztuž: sklo, uhlík, bor, Kevlar, (Wolfram, Al ₂ O ₃ ,...)					
skel. laminát (e. p. + sklo)	2100	1100	ρ "únava" orientovaná tuh.	lokální síly delaminace výp. anizotr. Mat.	
uhlík	1500	1300			
SENDVIČOVÉ MATERIÁLY = jádro + potah					
jádro: dřevo, voština (Al, Nomex), pěna (polyuretan)					
potah: překlíčka, dural, kompozit, Ti					
			ρ tuhost povrch	výroba, kontrola lokální síly	

Obrázek 88: Používané letecké materiály, část 2 [4]

4.2.4 Přetlaková kabina

Velikost vnitřního přetlaku v letadlech bývá okolo 60 kPa. Toto přídatné zatížení vede k zesílení části konstrukce trupu, čímž ale současně roste i hmotnost. Nejekonomičtějším tvarem přetlakové kabiny je koule, případně válec s kulovými dny.

¹ Letadla bývají dimenzována tak, aby odolala nárazu ptáka o hmotnosti 4 libry (1,8 kg) při maximální rychlosti letadla a v celém rozsahu provozních očekávaných teplot. Vše se experimentálně ověřuje pomocí střelení kuřat do nejslabších částí konstrukce, což bývají většinou čelní skla. [14]

Tvar oken, které v trupu způsobují nejmenší nepříznivou koncentraci napětí, je kruhový nebo eliptický se svislou velkou osou. Snížení vlivu koncentrace napětí se provádí olemováním formou rámu.

Okna bývají složena ze dvou nebo tří vrstev¹, přičemž vnitřní přetlak přenáší hlavně tlustší vnější sklo, ale v případě defektu je na něj dimenzováno i vnitřní sklo. Smyslem dvojitého skla je kromě bezpečnosti zvuková a tepelná izolace pomocí vnitřního vzduchu [15]. Vnější skla jsou elektricky odmrazována pomocí napařené odporové zlaté vrstvy [14].

4.2.5 Dveře přetlakové kabiny

Oproti nepřetlakové kabině je samozřejmě požadavek na těsnění dveří při vnitřním přetlaku. Dveře bývaly dříve navrhovány tak, aby se otevíraly dovnitř kabiny, což mělo výhodu lepšího utěsnění tvarovým stykem. Na druhou stranu ale bylo třeba vymýšlet různé pojezdové mechanismy, které zabíraly vnitřní prostor a zvyšovaly hmotnost.

Proto zůstalo otevírání dovnitř kabiny pouze u konstrukce nouzových východů, kde pojezdový mechanismus není potřeba kvůli málo častému otevírání. Při otevření nouzových východů se musí pomocí mechanismu nejdříve zrušit vnitřní přetlak jinak by se dveře neotevřely, což zajišťuje ovladač zámku na obrázku 93.

Dnes se nejčastěji používají konstrukční řešení přetlakových dveří pro posádku podobná jako na obrázcích 89 až 92. Protože se dveře otevírají ven ve směru tlakového spádu, musí zde být na rozdíl od nouzových východů přítomny různé zámky, mechanismy a senzory.

Dveře přetlakové kabiny se obecně nenacházejí jen v letadlech, ale i v např. v ponorkách², jedna z možných konstrukcí těchto dveří je zobrazena na obrázku 94.

Dveře bývají obecně vyztuženy podélnými a příčnými výztuhami, aby byly schopné přenášet síly, které normálně přenáší potah.

Konstrukční varianty dveří letadel lze rozdělit následovně:

- dveře pro výstup cestujících
- dveře pro dopravu rozměrných a těžkých nákladů do trupu letadla
- nouzové východy



Obrázek 89: Dveře pro posádku vysouvající se ven do boku



Obrázek 90: Dveře pro posádku vysouvající se ven dolů se schodištěm

¹ V případě třetí vrstvy se jedná o průhledný plastový kryt zabráňující poškrábání okna cestujícími [15].

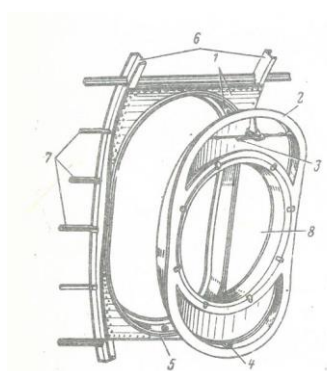
² V tomto případě působí přetlak z vnějšku a jde o hydrostatický tlak kapaliny pod volnou hladinou.



Obrázek 91: Nákladní dveře vysouvající se ven směrem nahoru



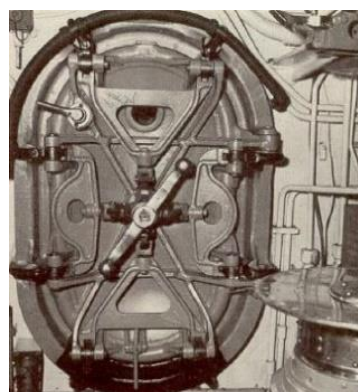
Obrázek 92: Nákladní dveře v zadní části trupu



1 - rám v trupu; 2 - rám krytu nouzového východu; 3 - ovladač zámku; 4 - narážka; 5 - gumový těsnicí profil; 6 - příčné výstuhy trupu; 7 - podélné výstuhy trupu; 8 - okno.

Kryt nouzového východu se snímá dovnitř kabiny.

Obrázek 93: Schéma nouzového východu přetlakové kabiny



Obrázek 94: Přetlakové dveře v trupu ponorky

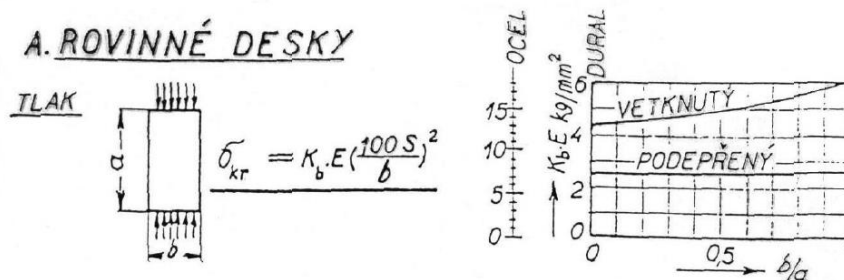
4.2.6 Mezní stav ztráty stability

Závisí na následujících parametrech:

- tvar konstrukce
- okrajové podmínky konstrukce
- způsobu zatížení konstrukce
- imperfekce v konstrukci

Určení mezního stavu ztráty stability pomocí inženýrských metod

Vychází z experimentálně provedených zkoušek a jsou použitelné jen pro geometricky jednoduché konstrukce. Na obrázku 95 je uveden jeden možný způsob určení kritického napětí při kterém dojde ke ztrátě stability tlačené stěny.

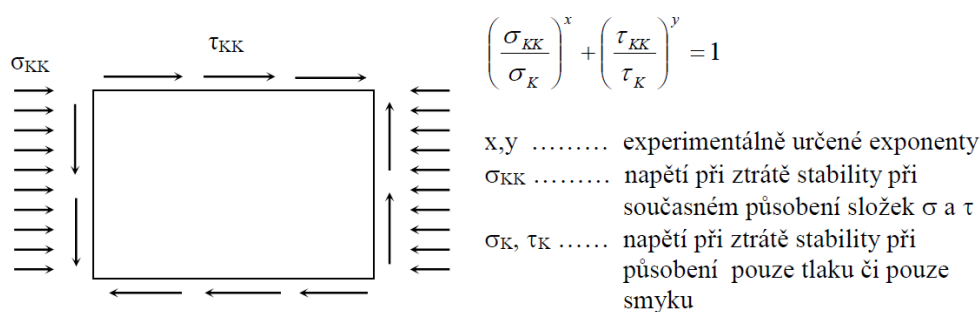


Obrázek 95: Vztah pro určení kritického napětí tlačené desky a diagram pro určení konstanty $K_b \cdot E$ pro dural a ocel¹

Dalším vliv na ztrátu stability má působící smykové napětí v potahu: od posouvající síly, ohybového nebo kroutícího momentu. Toto napětí je přibližně konstantní po tloušťce potahu, a tak se spíše uvádí označení smykový tok, který lze vyjádřit vztahem, kde t je tloušťka potahu:

$$q = \tau \cdot t \text{ [N/mm]}$$

Vliv současného působení tlakového a smykového napětí na ztrátu stability vyjadřuje mocninná adiční rovnice na obrázku 96.



Obrázek 96: Mocninná adiční rovnice při společném působení tlaku a smyku

Určení mezního stavu ztráty stability pomocí MKP

Existují dvě základní metody určení mezního stavu ztráty stability:

- Lineární buckling
- Nelineární buckling

Lineární buckling

V případě řešení lineárního bucklingu se jedná o řešení problému vlastních hodnot a lze jím určit jednak kritické síly při nichž dochází ke ztrátě stability původní konstrukce, jednak jednotlivé deformační módy ztráty stability.

Výpočet probíhá tak, že se nejprve provede statická analýza při zvoleném zatížení F_0 . Výsledkem statické analýzy je sestavení napěťové matice tuhosti, které je nutná pro řešení analýzy lineárního bucklingu.

Výsledkem analýzy lineárního bucklingu je zvolený počet hodnot vlastních čísel. Pro určení kritických sil, při kterých dochází ke ztrátě stability se nakonec použije následující vztah:

¹ Trojčlenkou lze při znalosti modulu pružnosti v tlaku dopočítat hodnotu K_b pro jakýkoliv izotropní materiál.

$$F_{\text{krit}(i)} = \lambda_i \cdot F_0$$

Výhodou lineárního bucklingu je jednodušší výpočet než v případě nelineárního bucklingu.

Nevýhodou je, že po dosažení kritické síly, při níž dochází ke ztrátě stability a rozdělení rovnováhy nelze na základě výsledků analýzy lineárního bucklingu určit postkritické chování konstrukce.

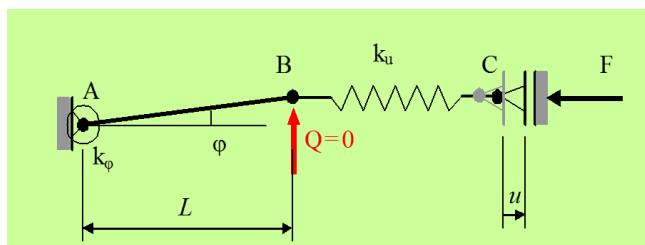
Další nevýhodou analýzy lineárního bucklingu je, že hodnoty kritických sil nezáleží na velikosti imperfekce (síly Q v obrázku 97). Tato imperfekce má ale v leteckých konstrukcích na stabilitu velký vliv.

Nelineární buckling

Podstatou nelineárního bucklingu je řešení soustavy s předem vnesenou imperfekcí do konstrukce. Hlavním problémem je správné modelování této imperfekce a mnohdy nekonvergující výpočet.

Níže jsou uvedena jednotlivá možná řešení modelování imperfekce:

- geometrická imperfekce
 - Lineární kombinace prvních vlastních tvarů na základě výsledku analýzy lineárního bucklingu
- materiálová imperfekce
 - Přiřazení jiného materiálu části konstrukce na základě pravděpodobnostních rozdělení materiálových konstant
- silová imperfekce
 - Zavedení nenulové (ale na napjatost zanedbatelné) osamělé síly působící kolmo na směr tlakových sil (viz obrázek 97).



Obrázek 97: Schématické znázornění modelování imperfekce pomocí malé síly Q

Řešení je následně provedeno v jednom kroku nelineární statické analýzy s aktivním kritériem velkých deformací.

Výhodou řešení pomocí nelineárního bucklingu je fakt, že se s ním dají modelovat i případy za bifurkačním bodem, tedy post-kritické chování konstrukcí, čehož se využívá zejména při modelování deformačních členů.

Nevýhodou je správné modelování imperfekce a mnohdy nekonvergující výpočet.

4.2.7 Závěry pro řešený problém

- Geometrie výřezu pro dveře se z pevnostního hlediska jeví nejvhodnější jako kruhová, případně eliptická, pokud je třeba aplikovat **obdélníkový výřez, musí být jeho rohy zaobleny**.
- Vliv geometrie výřezu na napjatost v potahu může být v první fázi návrhu řešen pomocí inženýrského přístupu na základě informací uvedených v kapitole 4.2.2. Cílem je dosáhnout součinitele koncentrace napětí $k = 1$.

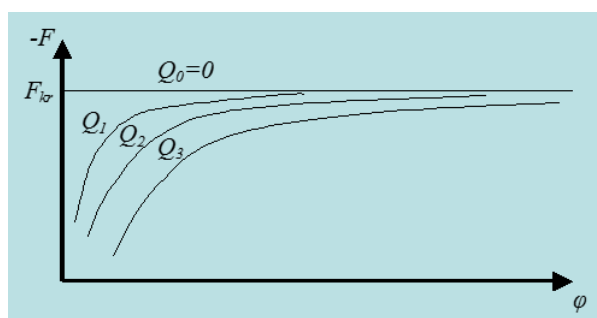
- Kruhový výřez:
 - zvětšení tloušťky okrajového vyztužení 3,3krát než je tloušťka potahu
 - poměr poloměru vnější části vyztužení ku poloměru vnitřní části vyztužení je 1,36
- Eliptický výřez:
 - geometrie stejná jako v pravém dolním rohu na obrázku 82
- Samotné dveře budou muset být vnitřně vyztuženy, aby přenášely síly, které by normálně přenášel potah. Geometrie tohoto vyztužení může být podobná jako na obrázku 81.
- Typ dveří bude záležet na požadavcích zadavatele, přibližné možnosti jsou na obrázcích 89 až 92.
- Z hlediska funkčnosti a jednoduchosti návrhu by byly nejvhodnější dveře nouzového východu na obrázku 93, kde je těsnění zajištěno tvarovým stykem přirozeným zatlačením do konstrukce trupu.

Určení mezního stavu ztráty stability pomocí inženýrských metod

- Mohou být použity pouze v první fázi vývoje k přibližnému výpočtu pouze pro izotropní materiály, což sendvičové panely s voštinovým jádrem nesplňují.
- K přibližnému stanovení kritické síly, při které dojde ke ztrátě stability lze použít obrázky 95 nebo 96.

Určení mezního stavu ztráty stability pomocí MKP

- V prvních fázích návrhu se může pro výpočet kritické síly použít lineární buckling. Hodnota kritické síly z analýzy lineárního bucklingu ale nezávisí na velikosti příčné síly Q na obrázku 97.
- Pokud bude tento mezní stav kritický, měl by se po upřesnění modelu okrajových podmínek a modelu zatížení posoudit mezní stav ztráty stability nelineárním bucklingem, kde je vliv příčné síly zahrnut, viz obrázek 98. Nevýhodami výpočtu nelineárního bucklingu nicméně potom budou:
 - konvergence nelineárního řešení
 - přesné modelování imperfekce (resp. příčné síly Q)
 - určení kritické síly a mezního stavu ztráty stability



Obrázek 98: Průběh tlakové síly na natočení při různých velikostech příčné síly Q ;

Q_0 – lineární buckling,

$Q_1 < Q_2 < Q_3$ – nelineární buckling

4.3 Voštinové panely

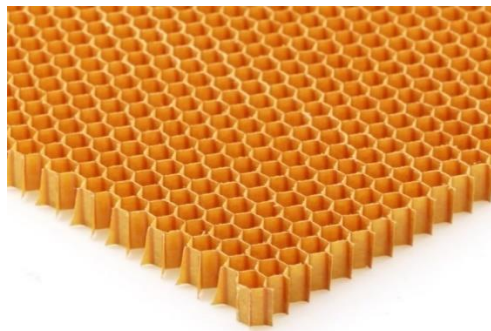
4.3.1 Úvod

O voštinových panelech byla již částečně zmínka v obou předchozích kapitolách. Materiál spadá do kategorie sendvičových kompozitů, které se skládají z potahů a jádra. V případě voštinových panelů má jádro strukturu podobnou včelí plástvi, proto se pro ně vžil český název voština¹.

Jde tedy o pěkný příklad z **bioniky**, což je vědní disciplína, ve které člověk systematicky uplatňuje poznatky z živých organismů při vývoji nových technologií. Tento vědní obor oficiálně vzniká až po vymezení obecné teorie systémů, jejíž základy položil po roce 1950 Ludwig von Bertalanffy. Nicméně lidstvo dlouhodobě bioniku intuitivně používá v celé své historii. Za nejznámějšího bionika lze považovat Leonarda da Vinciho, který svými vynálezy ovlivnil většinu technických oblastí.



Obrázek 99: Včelí plástev



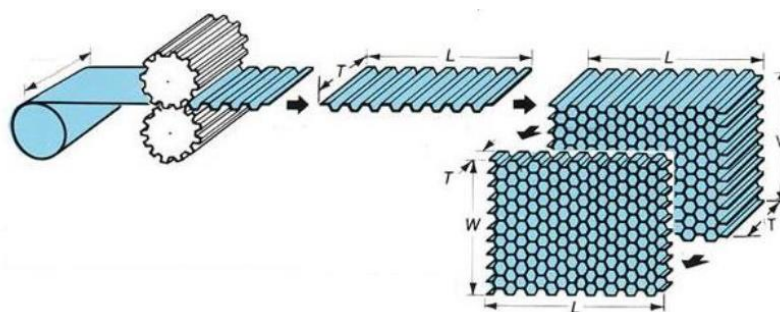
Obrázek 100: Nomexová voština

4.3.2 Historie voštin

- Jako historicky první se podrobněji voštinovou strukturou zabýval Marcus Terentius Varro ve starověkém Římě, který ve své práci v roce 36 př. Kr. navazuje na předchozí práce Eukleida († 260 př. Kr.) a Zenodora († 140 př. Kr.). Byl to on, kdo poprvé nastínil geometrickou domněnku „Honeycomb conjecture“²: „Chceme-li rozdělit velkou plochu na regiony, které mají stejný obsah a co nejmenší celkový obvod, pak nejvhodnější je hexagonální mřížka“.
 - Důkaz této hypotézy provedl až v roce 1999 matematik Thomas C. Hales, který upravil původní znění následovně: „Každé rozdělení plochy na regiony se stejnou plochou bude mít minimálně stejný obvod jako pravidelná hexagonální mřížka“ [16].
- V roce 1638 vyslovil Galileo Galilei myšlenku: „Duté objemy jsou cestou, jak zvýšit robustnost konstrukce bez zvýšení hmotnosti, jako je tomu v přírodě například v dutých kostech ptáků nebo stoncích rostlin“ [17].
- V roce 1665 objevil Robert Hook, že buněčná struktura přírodního korku má tvar hexagonální mřížky [18].
- V roce 1890 Julius Steige vynalézá výrobu voštin pomocí vrstvení vlnitých kovových plechů, která se dodnes používají při výrobě hliníkových voštin. Tato technologie bývá česky označována jako žlábkování.

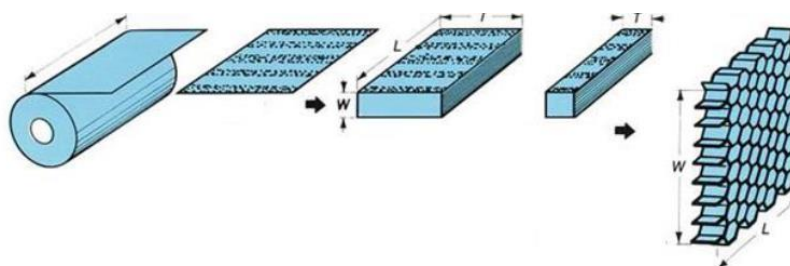
¹ Anglický překlad slova voština je „honeycomb“, voštinového jádra pak „honeycomb core“

² Český překlad sousloví může být „voštinová domněnka“



Obrázek 101: Výroba voštin žlábkováním [10]

- V roce 1901 Hans Heilbrun vynalézá výrobu voštin pomocí expanzního procesu, který se dodnes používá při výrobě voštin z kompozitních papírů (nejčastěji nomex).



Obrázek 102: Výroba voštin expanzním procesem [10]

- V roce 1914 byl podán první patent na použití voštin v konstrukcích [19]. Následuje spousta patentů vylepšujících vlastnosti voštinových panelů, vylepšujících technologii výroby voštinových jader a vlastnosti adhezních systémů až do současnosti.
- V roce 1969 jsou v konstrukci trupu dopravního letadla Boeing 747 poprvé použity nehořlavé sendvičové panely z nomexové voštiny. Od tohoto roku jsou voštinové panely významným materiálem používaným v leteckém průmyslu.

4.3.3 Současné voštinové panely

Mezi hlavní důvody, proč se voštinové panely používají v konstrukcích stále častěji, patří:

- Výborné tuhostní a pevnostní charakteristiky v poměru k hmotnosti
- Nehořlavost
- Odolnost materiálu proti šíření trhliny
- Odolnost materiálu proti rázovému poškození
- Nízká tepelná vodivost
- Tlumení vibrací a hluku
- Nízká cena oproti jiným kompozitním materiálům

Nevýhodami nicméně zatím zůstávají:

- Modelování okrajů a uložení panelů
- Delaminace potahu od jádra voštiny a s nimi spojený návrh adhezních systémů¹
- Zavádění osamělých sil do panelu
- Absorpce vlhkosti nomexového materiálu a s tím spojená degradace mechanických vlastností

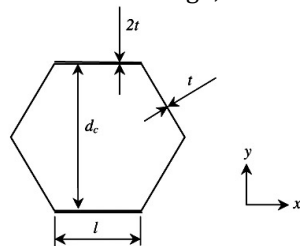
¹ Toto je problém nejen u voštinových ale i ostatních sendvičových panelů

- Složitě modelování a následné vyhodnocování bezpečnosti
- Velké rozptyly materiálových charakteristik

4.3.4 Struktura voštinových jader

Technologie výroby jsou dvě základní: žlábkování (obrázek 101) a expanzní proces výroby (obrázek 102).

Z obrázků výše je zřejmé, že výsledná voštinová struktura má v místě lepení dvojnásobnou tloušťku než v ostatních částech u obou těchto technologií, viz obrázek 103.



Obrázek 103: Geometrie voštinových buněk

V literatuře se pro tyto směry používá následující značení viz obrázek 104:

- X – L směr – „ribbon direction“¹
- Y – W směr – „transverse direction“

4.3.5 Parametry voštin v materiálových listech

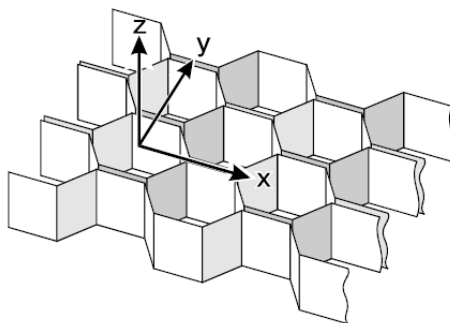
Ve všech odborných člancích se homogenizovaný materiál voštinového jádra modeluje jako lineárně orthotropní model materiálu.

Geometrické parametry

- velikost buňky d_c [mm]
- hustota voštiny ρ [kg.m⁻³]
- tloušťka stěny t se obvykle neuvádí

Tuhostní parametry

Hlavní orthotropní materiálové směry jsou zřejmé z obrázku 104:



Obrázek 104: Hlavní směry orthotropie ve voštině [20]

¹ Český překlad těchto směrů nebyl nalezen, proto jsou v textu dále označovány jako L a W směry.

- Modul pružnosti ve smyku L $G_L = G_{xz}$ [MPa]
- Modul pružnosti ve smyku W $G_W = G_{yz}$ [MPa]
- Modul pružnosti v tlaku $E = E_c = E_z$ [MPa]

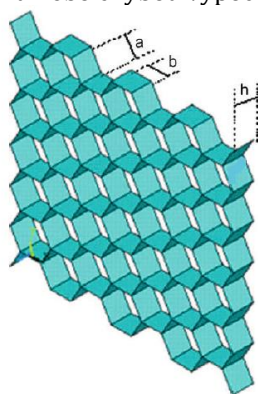
Následující orthotropní parametry jsou dle výrobce [20] řádově nulové.

- $E_x, E_y, \mu_{xy}, \mu_{xz}, \mu_{yz},$

Do modelu orthotropního modelu se ale zadat musí, proto se toto obvykle řeší zadáním nízké hodnoty.

V článku [21] se autoři zabývali určením orthotropních parametrů části hliníkové voštiny na obrázku 105 pomocí metody konečných prvků, kde konečno prvkový model byl vytvořený ze skořepinových prvků.

Výsledky na obrázku 106 jsou v rozporu s tím, co je uvedeno v [20] od výrobce voštinových jader. Možná odchylka by mohla být způsobena faktem, že se nejedná o nomexovou, ale hliníkovou voštinu nebo chybou výpočtového modelu, který není v textu článku detailněji popsán.



Obrázek 105: Model geometrie části voštiny [21]

Aluminum core 82 kg/m ³ L-direction	FE code (Ansys)
E_1 (MPa)	1.304
E_2 (MPa)	1.334
E_3 (MPa)	1733.24
ν_{12}	1
ν_{13}	0.0002
ν_{21}	1
ν_{23}	0.0002
ν_{31}	0.33
ν_{32}	0.33
G_{12} (MPa)	0.346
G_{21} (MPa)	0.178
G_{32} (MPa)	309.22
G_{32} (MPa)	23
G_{13} (MPa)	472.72
G_{13-min} (MPa)	
G_{13-max} (MPa)	

Obrázek 106: Orthotropní parametry voštiny stanovené pomocí MKP [21]:

Pevnostní parametry

Orthotropní směry jsou stejné jako na obrázku 104.

- Mez pevnosti ve smyku L $\sigma_L = \tau_{xz}$ [MPa]
- Mez pevnosti ve smyku W $\sigma_W = \tau_{yz}$ [MPa]
- Mez pevnosti v tlaku $\sigma = \sigma_c = \sigma_z$ [MPa]

4.3.6 Mezní stavy voštinových panelů

Základní rozdělení mezních stavů voštinových panelů je následující: mezní stav pružnosti potahu, mezní stav ztráty stability potahu, mezní stavy pevnosti voštiny a delaminace potahu od voštiny.

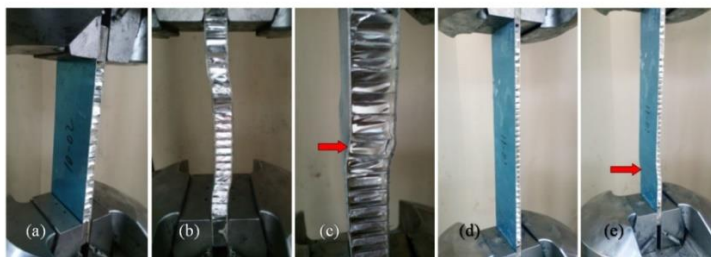
Mezní stav pružnosti potahu

Maximální redukované napětí přesáhne hodnotu meze kluzu.

Mezní stav ztráty stability potahu

Může k němu dojít v místě velkých osamělých sil, jako je tomu například u podpěr při zkoušce 4 bodovým ohybem na obrázcích 67 a 108. Někdy bývá tento mezní stav také označován jako zvrásnění potahu.

Druhou možností vzniku tohoto mezního stavu je tlakové namáhání panelu ve směru tlačené stěny, jako je tomu na obrázku 107.

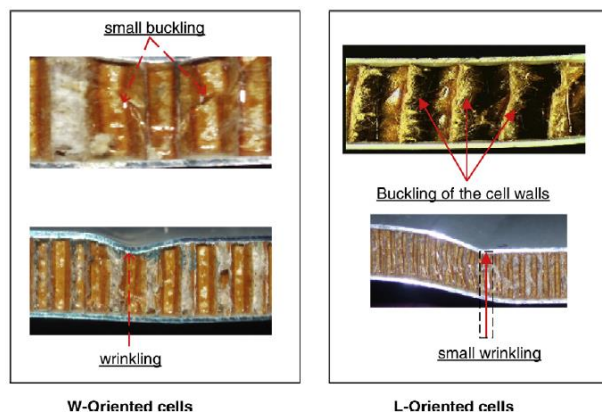


Obrázek 107: Tlaková zkouška voštinových panelů s hliníkovou voštinou [22]

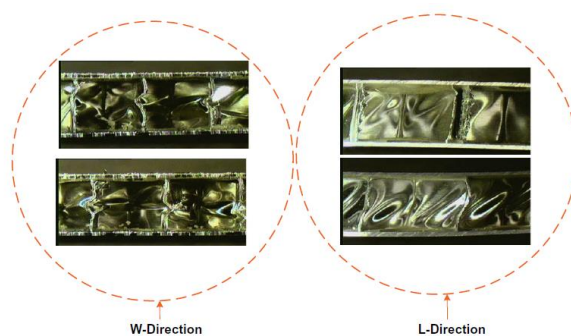
Mezní stavy pevnosti voštiny

Experimentálně se testují při zkoušce 4 bodovým ohybem a při tlakové zkoušce voštiny, jak již bylo popsáno v kapitole 31.

Při zkoušce 4 bodovým ohybem je důležité uvážit hlavní orthotropní směry voštiny na obrázku 104 vzhledem k podporám, jak je zřejmé z obrázků níže.



Obrázek 108: Ztráta stability („buckling“) nomexové voštiny a hliníkového potahu („wrinkling“) při zkoušce 4 bodovým ohybem [21]



Obrázek 109: Ztráta stability hliníkové voštiny při zkoušce 4 bodovým ohybem [21]

Mezní stav delaminace voštiny od potahu

Tento mezní stav obvykle doprovází oba výše zmíněné, ale může k němu dojít i pokud maximální smykové v adhezivní vrstvě přesáhne adhezivní schopnosti lepidla v lokálních místech panelu.

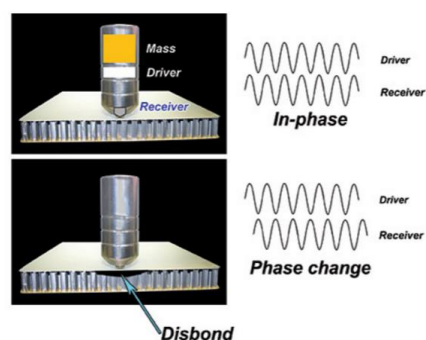
Se stále častější aplikací voštinových panelů zejména v leteckém průmyslu jde ruku v ruce i pravidelná kontrola funkčnosti jednotlivých komponent letadla.

Konkrétně tento mezní stav bývá kontrolován pomocí ultrazvukových bezkontaktních snímačů při pravidelných prohlídkách trupů letadla, jako je tomu na obrázku 110.

Princip činnosti ultrazvukového snímače je na obrázku 111. Využívá fázový posun ultrazvukové vlny pro určení delaminovaných míst pod potahem. Frekvenční rozsah bývá od 500 kHz do 10 MHz. Nižší frekvence mají menší citlivost, kvůli větší vlnové délce signálu, ale proniknou hlouběji do materiálu.



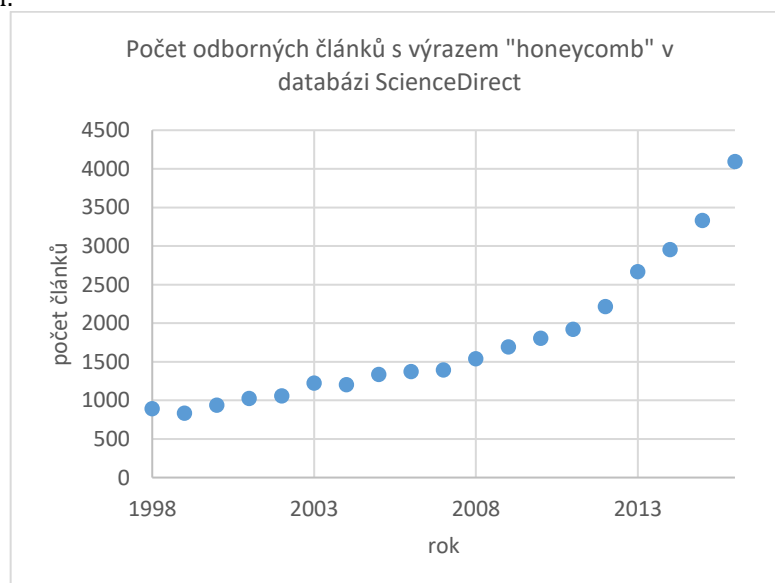
Obrázek 110: Kontrola voštinového trupu letadla při pravidelné prohlídce [23]



Obrázek 111: Princip činnosti ultrazvukového snímače [23]

4.3.7 Závěry pro řešení problém

Přestože průmyslově používané metody výroby voštinových panelů byly patentovány před více než 100 lety, vytvoření odpovídajícího modelu materiálu je záležitostí, která se dnes stále zkoumá o čemž svědčí řada zahraničních odborných článků, kterých je navíc rok od roku stále více, o čemž svědčí i následující graf.



České texty zabývající se modelováním voštinových materiálů bohužel žádné nalezeny nebyly. Proto byly pro rešeršní studii vybrány výše uvedené anglické texty.

Modelování materiálu nomexové voštiny

Modelování voštinového materiálu je možná realizovat dvěma základními přístupy:

Modelování pomocí homogenního orthotropního modelu materiálu

V průmyslové praxi se používá při návrhu voštinových panelů právě tento postup. Jeho hlavní výhodou je, že dodavatel voštinových panelů obvykle dodá potřebné materiálové charakteristiky, které je navíc možné ověřit experimentálně pomocí normalizovaných zkoušek. Další výhodou je rychlejší výpočet.

Nevýhodou je predikce mezních stavů voštiny, zejména pak ztráty stability voštiny v lokálních místech osamělých sil (například vlepených insertů).

Hlavní směry orthotropie jsou zobrazeny na obrázku 104, přičemž je třeba uvažovat rozdílné vlastnosti materiálu ve směrech L a W, dané technologií výroby.

Modelování pomocí 3D skořepinové struktury

Tento postup je v odborných člancích používán pro stanovení orthotropních parametrů voštin a pro predikci mezního stavu ztráty stability voštiny.

Je dobře použitelný v případě isotropních materiálů voštiny, například z hliníkových slitin.

V případě nomexových voštin je použití tohoto postupu výrazně komplikovanější, protože parametry nomexového papíru, ze kterého se voštiny vyrábí, dosud nebyly experimentálně přesně stanoveny. Předpokládá se jejich orthotropie z důvodu orientace aramidových vláken při výrobě [24].

Další nevýhodou je zvýšená výpočtová náročnost oproti výše zmíněnému homogennímu modelu orthotropního materiálu.

V inženýrské praxi se tento postup modelování voštiny nepoužívá.

Mezní stavy voštinového panelu

- Ztráta stability potahu
- Mezní stav pružnosti potahu
- Mezní stav pevnosti voštinového jádra
 - Mezní stav pevnosti ve směru Z v tlaku
 - Mezní stav pevnosti ve smyku YZ
 - Mezní stav pevnosti ve smyku XZ
- Delaminace voštiny od potahu

5 Nastavení výpočtového modelu

Jak již bylo zmíněno na straně 21, pro řešení problému pomocí metody konečných prvků (dále MKP) byl zvolen software Ansys konkrétně jeho verze 17.2.

Pro vyřešení problému bylo třeba vytvořit následující dílčí výpočtové modely: model geometrie, model materiálu, model zatížení a model vazeb. Jak již bylo uvedeno na straně 20, byla ostrost modelů geometrie, modelu zatížení a modelu vazeb dosti mlhavá, což bude detailněji vysvětleno v dalších kapitolách.

Pro vyřešení optimalizační úlohy v kapitole 6 bylo třeba vytvořit plně parametrické makro, které v každé iteraci vytvořilo všechny dílčí modely výše uvedené a po vyřešení výpočtu v postprocesoru zapsalo hodnoty kritických veličin, které tvořili omezující podmínky optimalizačního výpočtu.

Toto lehce upravené makro se pak znovu použilo při analýze vlivu stochastického charakteru materiálových parametrů voštinového jádra na mezní stavy v podkapitole 7.3. Také bylo použito pro analýzu lineárního výpočtu ztráty stability (dále „buckling“) i při výpočtu koeficientů bezpečnosti vzhledem ke všem mezním stavům optimálních návrhů v celé kapitole 7.

5.1 Model geometrie

Z literární rešerše vyplynulo, že jedním z vhodných řešení, se kterým souhlasil i zadavatel, je obdélníkový výřez se zaoblenými rohy. Se zadavatelem se následně upřesnily následující požadované rozměry.

5.1.1 Zadané rozměry

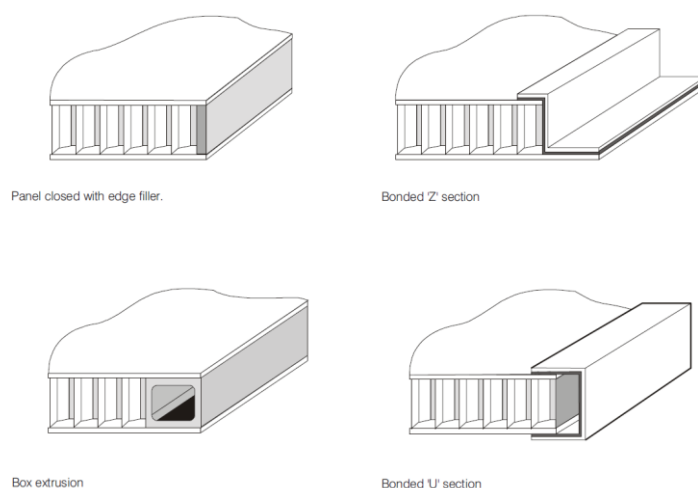
Tabulka 1: Zadané rozměry

Výška otvoru pro dveře [mm]	2000
Šířka otvoru pro dveře [mm]	600
Výška panelu [mm]	3000
Šířka panelu [mm]	900
Vzdálenost přetlakové membrány ode dveří [mm]	200
Tloušťka voštinového jádra [mm]	100
Tloušťka potahů [mm]	0,6
Přídavná tloušťka vnějšího olemování panelu [mm]	1
Zaoblení vnitřního výřezu v panelu [mm]	170

Bylo využito faktu, že výřez dveří bude umístěn symetricky okolo horizontální i vertikální osy panelu. Proto je na následujících obrázcích zobrazena čtvrtina panelu. Předepsané okrajové podmínky jsou detailněji popsány níže.

5.1.2 Vlastní koncept funkčního zakončení voštinového panelu

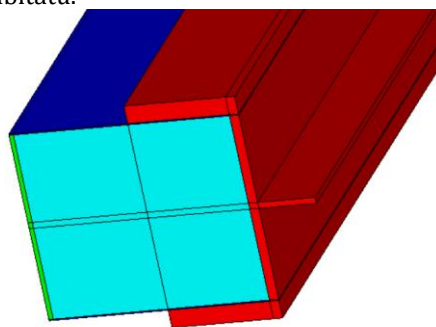
Na obrázku 112 jsou zobrazena funkční ukončení voštinových panelů doporučená dodavatelem voštinových panelů.



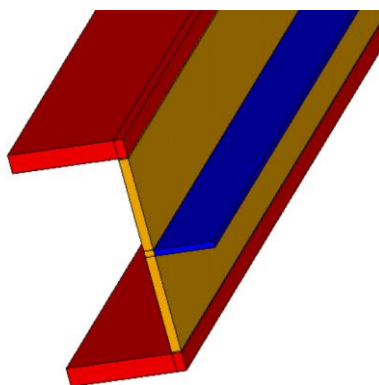
Obrázek 112: Doporučená funkční ukončení voštinových panelů [20]

Vzhledem k velké tloušťce voštinového jádra jsem se rozhodl upravit jeden z těchto konceptů tak, aby olemování končilo nikoliv na okraji, jak je tomu u obrázku vpravo nahoře, ale uprostřed panelu.

Toto řešení umožní efektivnější využití prostoru, protože dveře, které budou otevírané směrem dovnitř habitatu, budou mít určitě menší tloušťku než 50 mm (polovina tloušťky voštinového jádra). Zbývající prostor za dveřmi ve výřezu panelu z vnější strany se může využít například pro umístění vstupní plošiny pro nástup lidí do habitatu.



Obrázek 113: Vlastní koncept vnitřního olemování výřezu ve voštinovém panelu červeně
(tyrkysově voštinové jádro, modře potahy, zeleně vnější olemování)



Obrázek 114: Detail zakončení vnitřního výřezu ve voštinovém panelu. V dalším textu: modře přehnutí pro dveře, oranžově vnitřní olemování, červeně přesahy na potazích

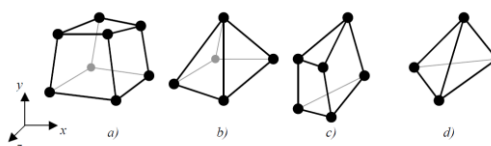
Parametry navrženého vnitřního olemování výřezu jsou v následující tabulce. Pevně byly zvoleny pouze hloubka přehnutí (symetricky uprostřed tloušťky panelu) a délka přehnutí, ostatní parametry byly určeny až po vyřešení optimalizační úlohy, v níž tvořili základní návrhové parametry.

Tabulka 2: Rozměry vlastního návrhu zakončení vnitřního výřezu ve voštinovém panelu

Délka přehnutí pro dveře [mm]	30
Tloušťka přehnutí pro dveře [mm]	návrhový parametr
Hloubka přehnutí pro dveře v panelu [mm]	50
Délka přesahu na potahu [mm]	návrhový parametr
Tloušťka přesahu na potahu [mm]	návrhový parametr
Tloušťka vnitřního olemování okolo voštinového jádra [mm]	návrhový parametr

5.1.3 Konečno-prvková síť

Kvůli výpočtové náročnosti optimalizační úlohy, kde je třeba provádět více simulací byl zvolen osmi uzlový prvek Solid185 na obrázku 115. Jedná se o šestistěn využívající k výpočtu lineární báze funkce.

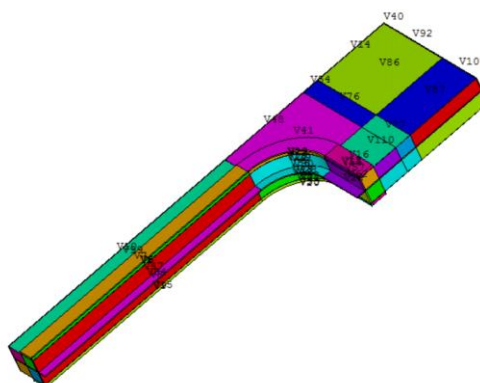


Obrázek 115: Solid 185 (a) a jeho degenerované podoby (b, c, d) [25]

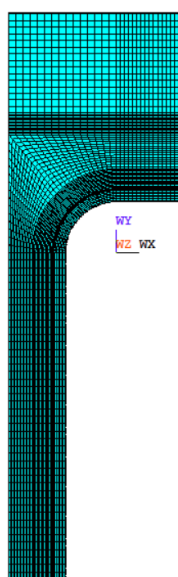
Dále bylo třeba rozdělit objemy jednotlivých komponent na podoblasti tak, aby byl software schopen vytvořit mapovanou síť, jak je vidět na obrázku 116.

Použití mapované sítě má řadu výhod. Kromě společných uzlů na hranici mezi objemy je to dle [25] i výrazně nižší počet elementů a uzlů v porovnání s volnou sítí, vytvořenou z degenerovaného tvaru prvku 185 v podobě čtyřstěnu. Kvůli této výhodě a výpočtové náročnosti optimalizační úlohy, kde je třeba provádět více iteračních výpočtů, jsem se rozhodl pro tvorbu mapované sítě.

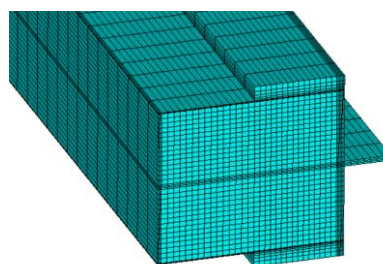
Počet elementů i uzlů se liší dle aktuálně nastavených parametrů v každé optimalizační iteraci, přibližný počet prvků modelu je okolo 150 000.



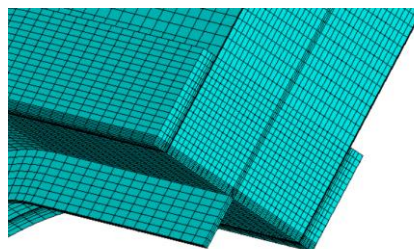
Obrázek 116: Rozdělení jednotlivých komponent na podoblasti pro vytvoření mapované sítě



Obrázek 117: Konečno prvková síť



Obrázek 118: Konečno prvková síť spodní části



Obrázek 119: Konečno prvková síť horní části

5.2 Model materiálu

Materiálové charakteristiky byly dodány výrobcem voštinových panelů.

5.2.1 Model materiálu potahů

Dodavatel doporučil použití hliníkové slitiny Al 2024 (AlCu_4Mg_1) s následujícími materiálovými parametry. Stejný materiál byl použit i při návrhu vnitřního olemování výřezu v panelu.

Tabulka 3: Materiálové charakteristiky hliníkové slitiny Al 2024

Modul pružnosti v tahu	E [MPa]	73 000
Poissonův poměr	μ	0,33
Hustota	ρ [kg/m^3]	2 770
Mez kluzu v tahu	σ_t [MPa]	290

Pro řešený problém jsem se rozhodl zvolit model materiálu hliníkové slitiny jako lineárně izotropní, pro jehož popis stačí znát hodnoty E a μ . Při vyhodnocování bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pružnosti je u všech komponent z hliníkových částí uvažována hodnota meze kluzu 290 MPa.

5.2.2 Model materiálu voštinového jádra

Byla použita nomexová voština s velikostí buňky 3,2 mm zejména z důvodu nižšího koeficientu tepelné vodivosti a nižší hustotě oproti hliníkové voštině. Další výhodou tohoto materiálu je mimo jiné jeho nehořlavost.

Z rešeršní studie vyplynulo, že se jedná o orthotropní model materiálu. Pro popis orthotropního modelu materiálu je třeba 9 materiálových konstant (3 moduly pružnosti v tahu, 3 Poissonovy poměry a 3 moduly pružnosti ve smyku).

Výrobce voštinových panelů dodal následující materiálové charakteristiky:

Tabulka 4: Materiálové charakteristiky nomexové voštiny od výrobce

Modul pružnosti v tlaku	E_z [MPa]	138
Modul pružnosti ve smyku	G_{xz} [MPa]	40
Modul pružnosti ve smyku	G_{yz} [MPa]	25
Mez pevnosti v tlaku	σ_z [MPa]	2,4
Mez pevnosti ve smyku	τ_{xz} [MPa]	1,25
Mez pevnosti ve smyku	τ_{yz} [MPa]	0,79

Pro vytvoření orthotropního modelu materiálu tak bylo třeba doplnit zbývajících 6 materiálových charakteristik v hlavních směrech orthotropie. V katalogu od dodavatele voštinových jader [20] je uvedeno, že tyto charakteristiky jsou přibližně nulové.

Jediné, co po provedení rešeršní studie bylo v rozporu s tímto tvrzením, byla hodnota Poissonova poměru XY. Tuto hodnotu jsem zvolil o 2 řády vyšší než ostatní hodnoty Poissonových poměrů a vliv tohoto parametru na hodnoty mezních stavů jsem ověřil v kapitole 7.3. Výsledný model lineárního orthotropního materiálu voštinového jádra (číslo 2) vypadal následovně.

Tabulka 5: Lineárně orthotropní model materiálu nomexové voštiny

Modul pružnosti v tlaku	E_x [MPa]	0,01
Modul pružnosti v tlaku	E_y [MPa]	0,01
Modul pružnosti v tlaku	E_z [MPa]	138
Poissonův poměr	μ_{xy} [MPa]	0,1
Poissonův poměr	μ_{yz} [MPa]	0,001
Poissonův poměr	μ_{xz} [MPa]	0,001
Modul pružnosti ve smyku	G_{xy} [MPa]	0,0001
Modul pružnosti ve smyku	G_{xz} [MPa]	40
Modul pružnosti ve smyku	G_{yz} [MPa]	25

Přestože hodnoty materiálových charakteristik voštinového jádra nabývají velkých rozptýlů hodnot, rozhodl jsem se je v první fázi modelovat jako deterministické, a to zejména proto, že v případě posouzení jejich vlivu na hodnoty napětí například pomocí simulace metodou Monte Carlo by byla realizace optimalizačního výpočtu složitá, ba dokonce spíše nemožná.

Vliv stochastického charakteru materiálových konstant voštinového jádra na hodnoty koeficientů bezpečností vzhledem k mezním stavům jsem provedl až po nalezení optimálních návrhů v kapitole 7.3.

5.2.3 Charakteristiky lepidla

Potah je s voštinovým jádrem slepen lepidlem. Po konzultaci s výrobcem, zdali má smysl modelovat vrstvu lepidla jsem se rozhodl od tohoto nápadu ustoupit. V reálu je tloušťka lepené vrstvy minimální, protože se vsákne do nomexového papíru.

Stejně tak, bude lepeným spojem spojen potah s vnitřním olemováním. Jedná se tak o další dvě lepené plochy.

Na všechny lepené spoje se plánuje použít foliové lepidlo Letoxit KFL 120. Jehož parametry dodal výrobce v následující tabulce.

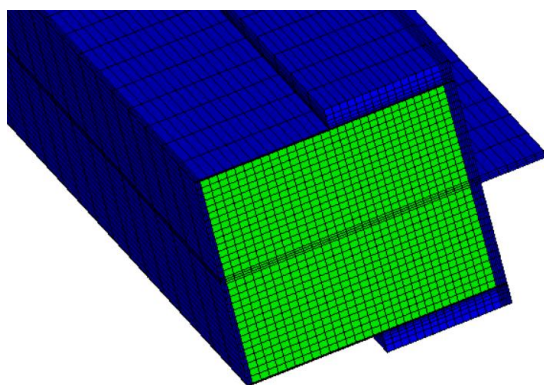
Tabulka 6: Parametry foliového lepidla Letoxit KFL 120

Teplota zatěžování [°C]	Pevnost ve smyku [MPa] (při zatěžování tahem dle ČSN 66 8510)
-75	30
+20	36
+60	35
+80	26
+100	25

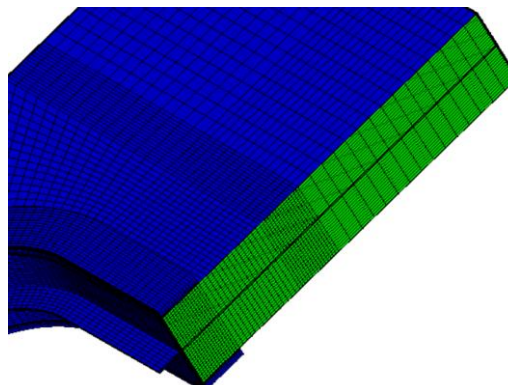
Modelování samotného delaminačního porušení soudržnosti je sice možné, ale vyžaduje znalosti dalších 3 parametrů lomové mechaniky a parametru pevnosti lepidla v tahu. Tyto parametry nejsou u použitého lepidla známy.

Proto jsem se rozhodl vyhodnotit mezní stav delaminace porovnáním pevnosti ve smyku s hodnotou maximálního smykového napětí na lepených plochách a navrhnout model tak, aby maximální smykové napětí bylo menší než pevnost lepidla ve smyku. V dalším textu je pro tento mezní stav použit pojem **smyková delaminace lepených částí**. Přičemž lepené části jsou na rozhraní mezi voštinovým jádrem – vnitřní stranou potahu a na rozhraní mezi přesahem na potahu vnitřního olemování výřezu – vnější stranou potahu.

5.2.4 Přiřazení modelů materiálu jednotlivým prvkům



Obrázek 120: Model materiálu hliníkové slitiny – modře; Model materiálu voštinové jádra – zeleně



Obrázek 121: Model materiálu hliníkové slitiny – modře; Model materiálu voštinové jádra – zeleně

5.3 Model zatížení

Jak již bylo zmíněno výše, zatížení stěny s výřezem bude vnitřním přetlakem, který byl zadavatelem definován jako 1 atmosféra čili přibližně 0,1 MPa. Gravitační síly působící na panel budou v porovnání se silami generovanými vnitřním přetlakem zanedbatelné (pro představu zatížení podlahy při přetlaku 0,1 MPa generuje na podlahu váhu přibližně 70 tun, váha jedné buňky habitatu bude mít maximální hmotnost 700 kg, je tedy jasné, že zatížení od přetlaku je dominantním zatížením).

Přetlak bude v celé vnitřní části habitatu mezi horní a dolní přetlakovou membránou, která bude upevněna ke stěně habitatu. Návrh membrány je zatím v návrhové etapě, proto se do budoucna

plánuje do současného výpočtového modelu implementovat i přídatné tahové radiální zatížení na panel od membrány.

Zatížení od podlahy spojené se spodní částí stěny habitatu pode dveřmi jsem se rozhodl po konzultaci se zadavatelem také neuvažovat, zejména proto, že konstrukce podlahy zatím není vyřešena. Do budoucna se plánuje do modelu zahrnout i toto přídatné zatížení, což s sebou ale bohužel přinese ztrátu horizontální osy symetrie a přibližně dvojnásobný počet prvků oproti současnému modelu.

Návrh výřezu v panelu a jeho funkční vnitřní zakončení pro uložení dveří bez znalosti samotných parametrů dveří si vyžádalo zjednodušený model zatížení. Zjednodušující předpoklad byl takový, že dveře budou při nárůstu přetlaku celou dobu v kontaktu s vnitřní plochou přehnutí vnitřního olemování výřezu v panelu. V případě malých deformací se tak ze statického hlediska plošné zatížení působící na dveře v podobě vnitřního přetlaku musí přenést na vnitřní plochu přehnutí vnitřního olemování výřezu v panelu. Z ekvivalence těchto sil se pak ekvivalentní tlak působící na vnitřní plochu vnitřního přehnutí výřezu v panelu spočítá jako:

$$P_{ekv} = p \cdot \frac{S_{dveře}}{S_{přehnutí}}$$

Kde, $S_{dveře}$ je celková plocha dveří a $S_{přehnutí}$ je obsah plochy vnitřního olemování výřezu v panelu. Tyto obsahy jsou funkcemi geometrických parametrů a spočítají se podle následujících rovnic. Pro přehlednost jsou plochy znázorněny na obrázcích níže.

$$S_{dveře1} = \pi \cdot (r - t_{olemin})^2$$

$$S_{dveře2} = (h_{dveře} + 2 \cdot l_{přeh}) \cdot (b_{dveře} - 2 \cdot (r - l_{přeh} - t_{olemin}))$$

$$S_{dveře3} = (b_{dveře} + 2 \cdot l_{přeh}) \cdot (h_{dveře} - 2 \cdot (r - l_{přeh} - t_{olemin}))$$

$$S_{dveře4} = (b_{dveře} - 2 \cdot (r - l_{přeh} - t_{olemin})) \cdot (h_{dveře} - 2 \cdot (r - l_{přeh} - t_{olemin}))$$

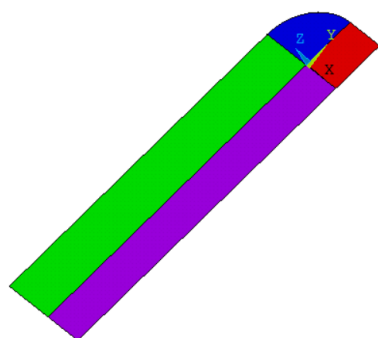
$$S_{dveře} = S_{dveře1} + S_{dveře2} + S_{dveře3} - S_{dveře4}$$

$$S_{přehnutí1} = \pi \cdot ((r - t_{olemin})^2 - (r - t_{olemin} - l_{přeh})^2)$$

$$S_{přehnutí2} = 2 \cdot l_{přeh} \cdot (b_{dveře} - 2 \cdot (r - l_{přeh} - t_{olemin}))$$

$$S_{přehnutí3} = 2 \cdot l_{přeh} \cdot (h_{dveře} - 2 \cdot (r - l_{přeh} - t_{olemin}))$$

$$S_{přehnutí} = S_{přehnutí1} + S_{přehnutí2} + S_{přehnutí3}$$



Obrázek 122: Znázornění ploch pro výpočet $\frac{1}{4}$ obsahu dveří $S_{dveře}$:

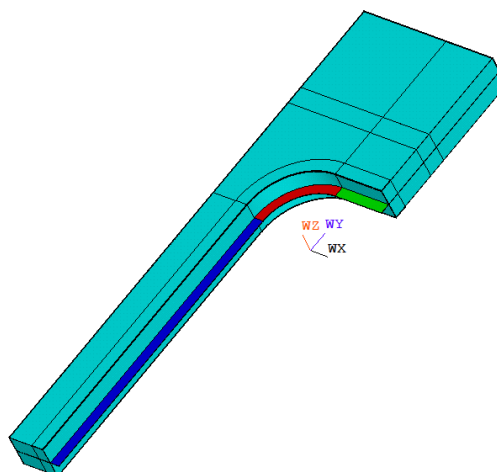
$S_{dveře1/4}$ – obsah modré plochy

$S_{dveře2/4}$ – obsah červené a fialové plochy

$S_{dveře3/4}$ – obsah zelené a fialové plochy

$S_{dveře4/4}$ – obsah fialové plochy

znázorněné plochy lícují s vybarvenými plochami na obrázku vpravo



Obrázek 123: Znázornění ploch pro výpočet $\frac{1}{4}$ obsahu vnitřního olemování $S_{přehnutí}$:

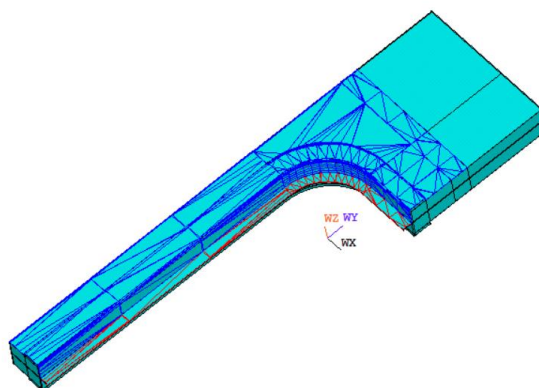
$S_{přehnutí1/4}$ – obsah červené plochy

$S_{přehnutí2/4}$ – obsah zelené plochy

$S_{přehnutí3/4}$ – obsah modré plochy

Toto byl vytvořený model zatížení. Ve skutečnosti se bude jednat o kontaktní úlohu mezi vnitřním olemováním panelu, těsněním a dveřmi.

Ostatní vnitřní plochy přetlakové části jsou zatíženy tlakem 0,1 MPa.



Obrázek 124: Zadaný tlak na plochách pro konkrétní geometrii, modře 0,1 MPa, červeně 1,26 MPa

5.4 Model vazeb

5.4.1 Vazby mezi jednotlivými komponentami

Geometrie jednotlivých komponent byly před tvorbou mapované sítě na hranicích sjednoceny. Důsledkem tohoto řešení bylo, že na hranicích mezi objemy byly vygenerovány společné uzly. Použitím této varianty nebylo třeba definovat kontakty, což bylo dalším plusem vzhledem k požadavku na rychlost výpočtu při optimalizační úloze. Toto řešení v podstatě odpovídá lineárnímu kontaktu „bonded“ (slepeno).

5.4.2 Podmínky symetrie

Vzhledem k tomu, že jsem se rozhodl modelovat kvůli symetrii pouze čtvrtinu celkové geometrie, bylo třeba tento fakt zohlednit předepsáním vhodných okrajových podmínek.

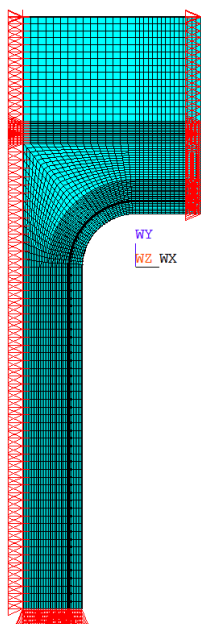
Konkrétně se dolním plochám na ose symetrie zamezilo v posuvech ve směru Y (vertikální směr) plochám vpravo na ose symetrie se zamezilo v posuvech ve směru X (horizontální směr).

5.4.3 Uložení panelu v konstrukci

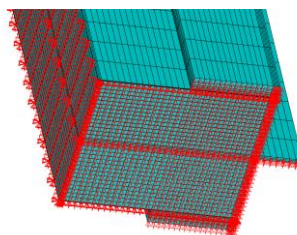
Vertikální stěnové panely nebudou v kontaktu se střešními panely ani panely tvořící druhou podlahu. Budou připevněny k rámu, který bude fixovat habitat v prostoru. Vzájemné propojení vertikálních panelů se předpokládá pomocí speciálně navržených pantů se zámků.

Nicméně toto řešení je zatím také v návrhové etapě. Proto jsem se po dohodě se zadavatelem rozhodl zvolit okrajovou podmínku v podobě částečného bočního vetknutí vertikálního panelu (zamezení posuvů ve směrech X a Z). Tato okrajová podmínka je v dalším textu označována jako „boční vetknutí“ (přestože se o vetknutí ve skutečnosti nejedná, protože je umožněn posuv ve směru Y).

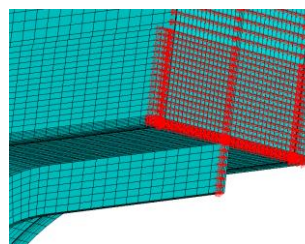
Vetknutí desky obvykle dává vyšší hodnoty napětí než při jejím podepření, proto by se předepsáním této podmínky měla vypočtená napětí spíše zvyšovat než snižovat. Volbou této okrajové podmínky tak bude konstrukce spíše předimenzována než poddimenzována.



Obrázek 125: Předepsané okrajové podmínky



Obrázek 126: Detail předepsaných okrajových podmínek na horizontální ose symetrie a bočním vetknutí panelu



Obrázek 127: Detail předepsaných okrajových podmínek na vertikální ose symetrie

6 Optimalizace hmotnosti

Hlavním cílem optimalizačního výpočtu byla optimalizace hmotnosti modelu. Bylo třeba provést více optimalizačních deformačně-napětových výpočtů, protože se v průběhu řešení ukázalo, že požadavky zadavatele na tloušťku potahů 0,6 mm a vnitřní přetlak 0,1 MPa nelze při použití voštinových panelů a zadaných parametrech dodržet, aniž by nedošlo k některému z mezních stavů. Jde o limit materiálových možností tohoto kompozitního materiálu, konkrétně byl kritickým mezním stavem mezní stav smykové delaminace lepených ploch, jak bude popsáno v dalším textu.

Určení optimálních návrhů, které by měly dostatečné rezervy vzhledem k mezním stavům a současně minimální hmotnost, bylo učiněno pomocí následujících 4 optimalizačních výpočtů.

V nápovědě softwaru Ansys verze 17.2. nejsou popsány příkazy pro nastavení optimalizačního výpočtu, přestože tyto příkazy fungují. Na stránce [26] byla nalezena nápověda pro nastavení optimalizační úlohy, podle které byla optimalizace hmotnosti provedena.

6.1 První optimalizační výpočet

6.1.1 Cílová funkce („objective variable“)

Pro provedení výpočtu bylo třeba sestavit jednu cílovou hmotnostní funkci, která se bude minimalizovat. Jelikož je průřez olemování vnitřního výřezu (viz červená pozice na obrázku 113) panelu všude konstantní nabízelo se řešení v podobě minimalizace obsahu průřezu tohoto vnitřního olemování.

$$S = t_{\text{preh}} \cdot l_{\text{preh}} + t_{\text{olemin}} \cdot (t_{\text{vostina}} + 2 \cdot t_{\text{potah}}) + 2 \cdot t_{\text{presah}} \cdot l_{\text{presah}}$$

Tato první domněnka by skutečně platila, pokud by se jednalo o hranatý výřez bez zaoblení. V případě zaoblení v rohu výřezu se výpočet hmotnosti komplikuje, protože plocha přesahu s větším poloměrem střednice má po vytažení vyšší objem než plocha přehnutí pro dveře s menším poloměrem střednice. Objemy v místě zaoblení jsou mimo jiné funkcí poloměru zaoblení.

Proto jsem se rozhodl místo minimalizace obsahu průřezu minimalizovat přímo objem, resp. hmotnost celého vnitřního olemování, v rovnicích se použije i plocha průřezu uvedená výše pro výpočet objemů rovných částí vnitřního olemování bez zaoblení. Cílová funkce je označena m . Pro přehlednost jsou jednotlivé dílčí objemy zobrazeny na obrázku níže.

Důvodem, proč jsem na začátku neoptimalizoval i hmotnosti potahů byl požadavek zadavatele, aby tloušťky potahů byly u všech použitých bočních panelů (s výřezem i bez výřezu) stejné, což by snížilo náklady na výrobu.

$$vyska = h_{\text{dvere}} + 2 \cdot (t_{\text{olem}} + l_{\text{preh}})$$

$$sirka = b_{\text{dvere}} + 2 \cdot (t_{\text{olem}} + l_{\text{preh}})$$

$$V_{\frac{\text{boční}}{4}} = \left(\frac{vyska}{2} - r \right) \cdot S$$

$$V_{\frac{\text{horní}}{4}} = \left(\frac{\text{sirka}}{2} - r \right) \cdot S$$

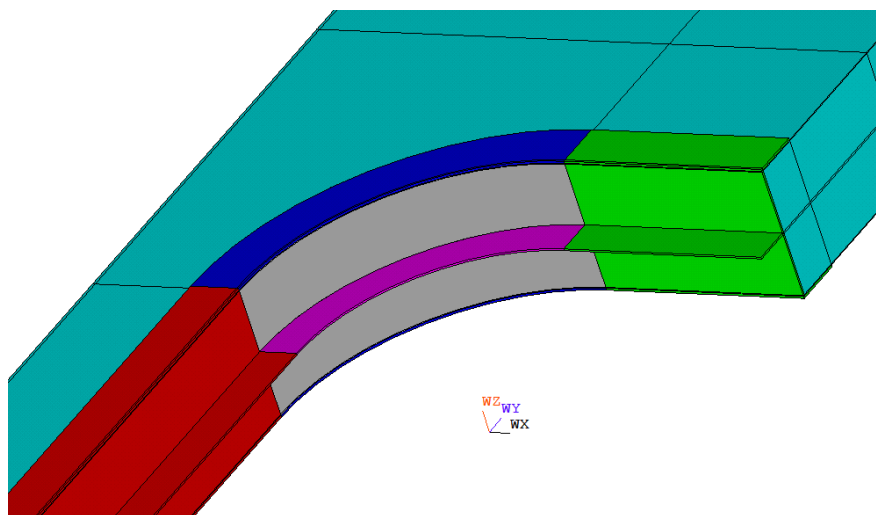
$$V_{\frac{\text{přesah(in+out)}}{4}} = 2 \cdot \frac{\pi \cdot \left((r - t_{\text{olemin}} + l_{\text{presah}})^2 - (r - t_{\text{olemin}})^2 \right) \cdot t_{\text{presah}}}{4}$$

$$V_{\frac{\text{olem}}{4}} = \frac{\pi \cdot (r^2 - (r - t_{\text{olemin}})^2) \cdot (2 \cdot t_{\text{potah}} + t_{\text{vostina}})}{4}$$

$$V_{\frac{\text{přeh}}{4}} = \frac{\pi \cdot \left((r - t_{\text{olemin}})^2 - (r - t_{\text{olemin}} - l_{\text{preh}})^2 \right) \cdot t_{\text{preh}}}{4}$$

$$V_{\text{celk}} = 4 \cdot \left(V_{\frac{\text{boční}}{4}} + V_{\frac{\text{horní}}{4}} + V_{\frac{\text{přesah(in+out)}}{4}} + V_{\frac{\text{olem}}{4}} + V_{\frac{\text{přeh}}{4}} \right)$$

$$m = V_{\text{celk}} \cdot \rho$$



Obrázek 128: Zobrazené objemy pro výpočet hmotnosti vnitřního olemování výřezu

$V_{\text{boční}}/4$ – červeně

$V_{\text{horní}}/4$ – zeleně

$V_{\text{přesah(in+out)}}/4$ – tmavě modře

$V_{\text{olem}}/4$ – šedě

$V_{\text{přeh}}/4$ – fialově

6.1.2 Návrhové parametry („design variables“)

V kapitole 5.1.2 již byly nastíněny základní návrhové geometrické parametry optimalizace hmotnosti. Všem návrhovým parametrům bylo třeba nastavit minimální hodnotu, maximální hodnotu a toleranci, ze které se vypočítá minimální dovolený přírůstek parametru následující iterace podle vztahu:

$$\text{přírůstek}_{\text{minimální}} = \text{tolerance} \cdot (\text{MAX} - \text{MIN})$$

Tabulka 7: Zvolené parametry prvního optimalizačního výpočtu (zbylé parametry jsou stejné jako v tabulce 1)

Délka přehnutí pro dveře [mm]	30	l_{preh}
Tloušťka přehnutí [mm]	Návrhový parametr	t_{preh}
Hloubka přehnutí v panelu [mm]	50	-
Délka přesahu na potahu [mm]	Návrhový parametr	l_{presah}
Tloušťka přesahu na potahu [mm]	Návrhový parametr	t_{presah}
Tloušťka olemování okolo voštinového jádra a potahů [mm]	Návrhový parametr	t_{olemin}
Tloušťka potahů [mm]	0,635 ¹	t_{potah}

6.1.3 Omezující podmínky („state variables“)

Bylo třeba definovat mezní hodnoty. První z nich byla v podobě maximálního redukované napětí HMM v hliníkových komponentách.

Postup určení maximální hodnoty smykového napětí na lepených plochách je popsán v kapitole 7.1.3. **Z důvodu vysokého přetlaku, bylo třeba na začátku ustoupit od požadavku, že nedojde k delaminaci v žádné části lepené plochy a při vyhodnocování maximálního smykového byly odebrány prvky okolo vnitřního olemování a bočního vetknutí. Konkrétně bylo toto realizováno ve vzdálenostech 3 mm od vnitřního olemování a 20 mm od bočního vetknutí. Ze zbylých prvků na lepených plochách se vyhodnocovala maximální hodnota smykového napětí².**

V následující tabulce jsou vybrány kritické mezní stavy³ a jejich mezní hodnoty. Rozhodl jsem se zvolit cílové hodnoty tak, aby byl koeficient bezpečnosti vzhledem k mezním stavům 1,2.

¹ Zadavatel definoval tloušťku potahů 0,6 mm. Bylo ale zjištěno, že se sériově vyráběné plechy v této tloušťce nevyrábí. Nejblíže této hodnotě byl vyráběný plech o tloušťce 0,635 mm, proto byl po dohodě se zadavatelem tento parametr změněn na tuto hodnotu.

² Toto umožnilo vůbec realizovat první optimalizační výpočet, protože maximální hodnoty smykového napětí ve všech částech lepených ploch byly až okolo 100 MPa v okolí obou singularit. Jak bude zřejmé z následujícího textu při zadaných parametrech zadavatelem: 0,635 mm tloušťka potahů a 0,1 MPa vnitřní přetlak, nelze dodržet předepsanou hodnotu maximálního smykového napětí na lepených plochách. Musí se buď zvýšit tloušťka potahů nebo snížit vnitřní přetlak. První optimalizace je v textu uvedena zejména proto, že po jejím vyhodnocení bylo jasnéjší, jak změnit nastavení optimalizačního řešiče, výsledky z ní nejsou brány jako správné.

³ Úplně první optimalizační výpočty (v textu výsledky z nich uvedeny nejsou) měly v omezujících podmínkách definovány i mezní stavy voštinového jádra. Hodnoty maximálních orthotropních napětí byly s dostatečnou rezervou bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra a tyto omezující podmínky tak pouze „pletly“ optimalizační řešič, který nedával dobré výsledky. Proto jsem se rozhodl pro kontrolu mezních stavů voštinového jádra společně s kontrolou mezního stavu ztráty stability až po provedení optimalizace hmotnosti.

Tabulka 8: Omezující podmínky prvního optimalizačního výpočtu

Název	Zvolená mezní hodnota	Skutečný mezní stav
Maximální redukované napětí HMM v hliníkových částech	240 MPa	290 MPa
Maximální smykové napětí v lepeném spoji	20 MPa	25 MPa

6.1.4 Nastavení řešiče prvního optimalizačního výpočtu

NAME	TYPE	MIN	MAX	TOLERANCE
MAXHMH	SV	0.00000	240.000	0.100000E-02
MAXTAU	SV	0.00000	20.0000	0.100000E-01
TPREHNUTI	DV	1.00000	15.0000	0.100000E-02
TOLEMOVANI	DV	0.635000	15.0000	0.100000E-02
TPRESAHIN	DV	0.635000	15.0000	0.100000E-02
LPRESAH	DV	30.0000	100.000	0.125000E-03
M	OBJ			0.100000E-02

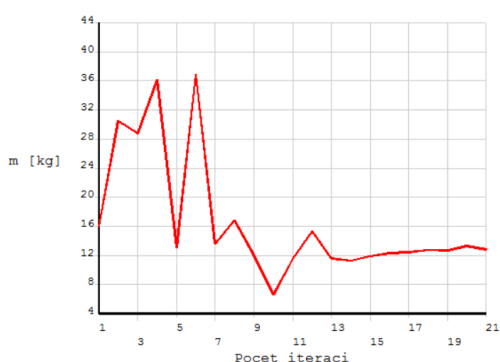
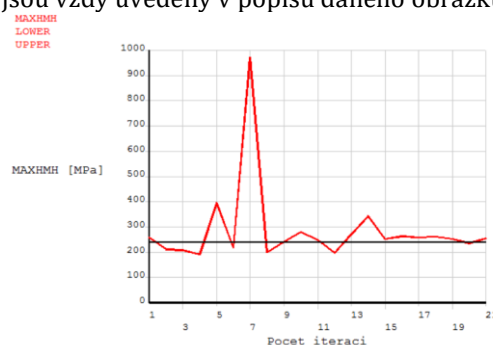
Obrázek 129: Nastavené hodnoty a tolerance

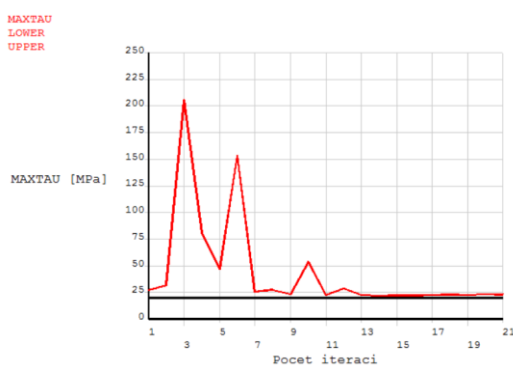
Byla použita metoda „subproblem approximation method“ (SUBP). V nastavení této metody jsou dva parametry:

- maximální počet optimalizačních iterací (nastaven na 50)
- maximální počet optimalizačních iterací, během kterých musí řešič nalézt další optimální řešení (nastaven na 15). Je-li například nalezeno optimální řešení v 15. iteraci a řešič nenalezne lepší řešení do 31. iterace, řešení se ukončí a optimálním řešením je to z 15 iterace.

6.1.5 Výsledky

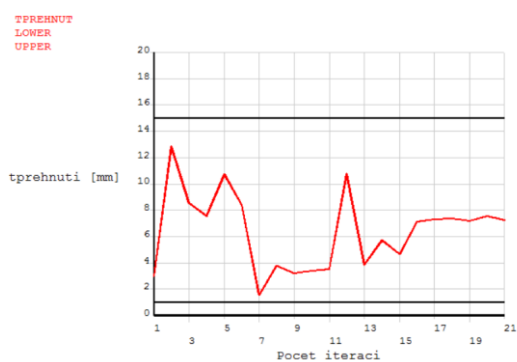
Řešič použil k řešení pouze 21 iterací z předepsaných 50. Jak je zřejmé z obrázku 132, řešiči se **ne-podařila najít žádná kombinace návrhových parametrů, které by splňovali předepsanou mezní podmínku o maximálním smykovém napětí na lepených plochách**. Nejlepším uloženým návrhem, který se nejvíce blíží předepsaným omezujícím podmínkám je ten ze 16. iterace. Výsledky cílové funkce a omezujících parametrů z této iterace jsou vždy uvedeny v popisu daného obrázku.

Obrázek 130: Závislost hmotnosti olemování (cílová funkce) [kg] na počtu iterací [-]; $m = 12,66$ kgObrázek 131: Hodnota maximálního redukovaného napětí HMM [MPa] v hliníkových částech v závislosti na počtu iterací [-]; zeleně mezní hodnoty; $\sigma_{red_HMH} = 254$ MPa

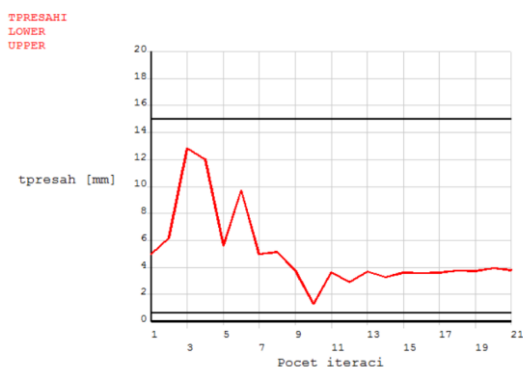


Obrázek 132: Hodnota maximálního smykového napětí na lepených plochách [MPa] v závislosti na počtu iterací [-]; $\tau_{smyk_max} = 23 \text{ MPa}$

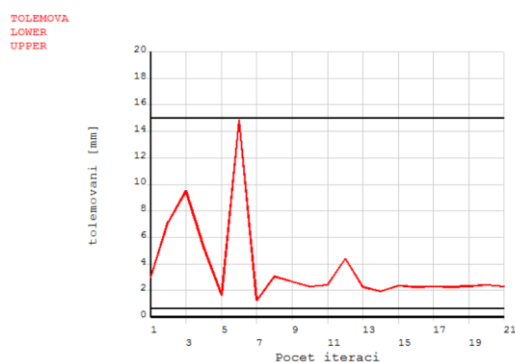
6.1.6 Hodnoty návrhových parametrů



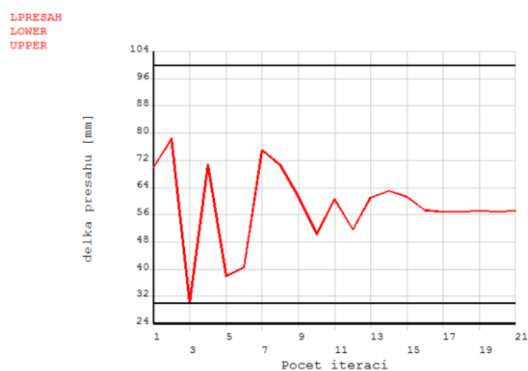
Obrázek 133: Hodnota tloušťky přehnutí pro dveře [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 7,24 mm



Obrázek 134: Hodnota tloušťky přesahu na potahu [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 3,79 mm



Obrázek 135: Hodnota tloušťky olemování [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 2,31 mm



Obrázek 136: Hodnota délky přesahu na potahu [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 56,04 mm

6.1.7 Závěr první optimalizace hmotnosti

Z nastavených návrhových parametrů **nebyl řešič schopen nalézt žádnou kombinaci, která by splňovala předepsanou omezující podmínku o maximálním smykovém napětí 20 MPa v lepených plochách.**

Návrhové parametry vnitřního olemování výřezu dveří, které se nejvíce blíží této mezní podmínce mají celkovou hmotnost 12,66 kg.

Optimální hmotnost vnitřního olemování je přibližně 2,5krát větší než hmotnost hliníkových potahů (4,76 kg) při jejich tloušťce 0,635 mm.

Kvůli tomu, že první optimalizační výpočet selhal jsem se rozhodl provést druhý optimalizační výpočet, ve kterém jsem definoval novou návrhovou proměnnou: tloušťku potahů a upravil cílovou funkci na součet hmotnosti vnitřního olemování a hmotnosti potahů. Tato hodnota byla po provedení prvního optimalizačního výpočtu **17,4 kg**, návrh ale nesplňoval definované omezující podmínky.

Omezující podmínky byly zachovány stejně jako v prvním výpočtu (tzn. že se vyhodnocovalo smykové napětí ve vzdálenosti 20 mm od bočního vetknutí a 3 mm od výřezu). Výsledky tak opět nebyly považovány za správné.

6.2 Druhý optimalizační výpočet

6.2.1 Cílová funkce („objective function“)

K již spočítané hmotnosti vnitřního olemování označené „m“ podle rovnic v kapitole 6.1.1 se přičetla hmotnost obou hliníkových potahů (oranžová pozice na obrázku níže). Nová cílová funkce bylo označena jako „m_{celk}“.

$$S_{\frac{\text{původní}}{4}} = \frac{\text{šířka}_{\text{panel}}}{2} \cdot \frac{\text{výška}_{\text{panel}}}{2}$$

$$S_{\frac{\text{dolní}}{4}} = \left(\frac{\text{vyska}}{2} - r \right) \cdot \left(\frac{\text{sirka}}{2} \right)$$

$$S_{\frac{\text{horní}}{4}} = \left(\frac{\text{sirka}}{2} - r \right) \cdot r$$

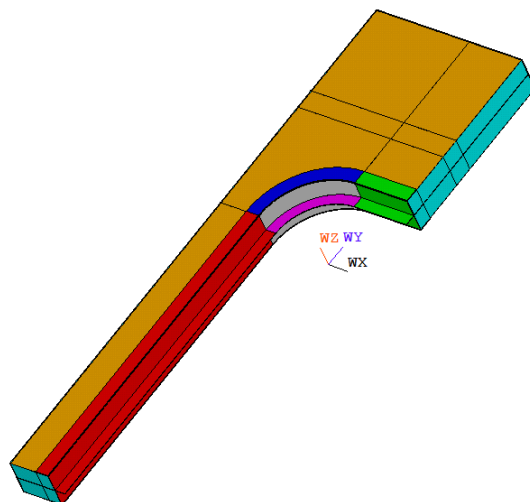
$$S_{\frac{\text{zaoblení}}{4}} = \pi \cdot \frac{r^2}{4}$$

$$S_{\frac{\text{potah}}{4}} = S_{\frac{\text{původní}}{4}} - S_{\frac{\text{dolní}}{4}} - S_{\frac{\text{horní}}{4}} - S_{\frac{\text{zaoblení}}{4}}$$

$$V_{\text{oba_potahy}} = 4 \cdot 2 \cdot S_{\frac{\text{potah}}{4}} \cdot t_{\text{potah}}$$

$$m_{\text{oba_potahy}} = V_{\text{oba_potahy}} \cdot \rho$$

$$m_{\text{celk}} = m + m_{\text{oba_potahy}}$$



Obrázek 137: Potahy jsou znázorněny oranžově, ostatní barevné pozice odpovídají obrázku 128

6.2.2 Návrhové parametry („design variables“)

Oproti prvnímu výpočtu přibyl pouze další návrhový parametr v podobě tloušťky obou potahů. Hodnotu tolerance této veličiny jsem zvolil s ohledem na sériově vyráběné tloušťky hliníkových potahů, které se vyrábí po 0,2 mm.

Tabulka 9: Zvolené parametry druhého optimalizačního výpočtu (zbylé parametry jsou stejné jako v tabulce 1)

Tloušťka potahů [mm]	Návrhový parametr	t_{potah}
Délka přehnutí pro dveře [mm]	30	l_{preh}
Tloušťka přehnutí [mm]	Návrhový parametr	t_{preh}
Hloubka přehnutí v panelu [mm]	50	-
Délka přesahu na potahu [mm]	Návrhový parametr	l_{presah}
Tloušťka přesahu na potahu [mm]	Návrhový parametr	t_{presah}
Tloušťka olemování okolo voštinového jádra a potahů [mm]	Návrhový parametr	t_{olemin}

6.2.3 Omezující podmínky („state variables“)

Byly zvoleny stejně jako v prvním optimalizačním výpočtu v tabulce 8.

6.2.4 Nastavení řešiče druhého optimalizačního výpočtu

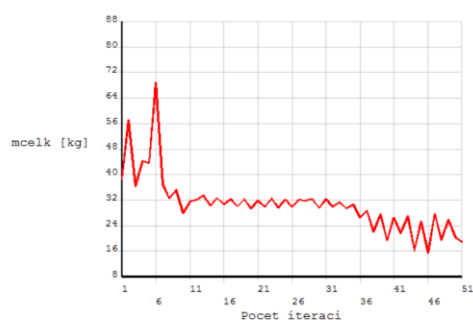
NAME	TYPE	MIN	MAX	TOLERANCE
MAXHHH	SV	0.00000	240.000	0.100000E-02
MAXTAU	SV	0.00000	20.0000	0.100000E-01
TLOUSTKA	DV	0.600000	2.60000	0.100000
TPREHNUTI	DV	1.00000	15.0000	0.100000E-02
TOLEMOVANI	DV	0.635000	15.0000	0.100000E-02
TPRESAHIN	DV	0.635000	15.0000	0.100000E-02
LPRESAH	DV	30.0000	100.000	0.125000E-03
MCELK	OBJ			0.100000E-02

Obrázek 138: Nastavené hodnoty a tolerance

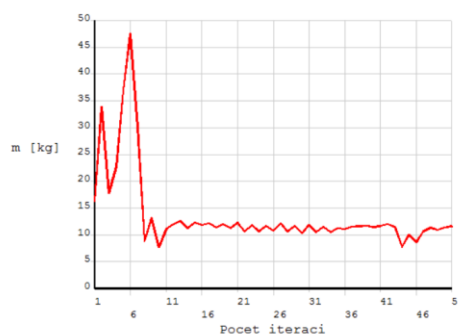
Byla opět použita metoda „subproblem approximation method“ (SUBP) se stejným nastavením jako v případě prvního optimalizačního výpočtu.

6.2.5 Výsledky

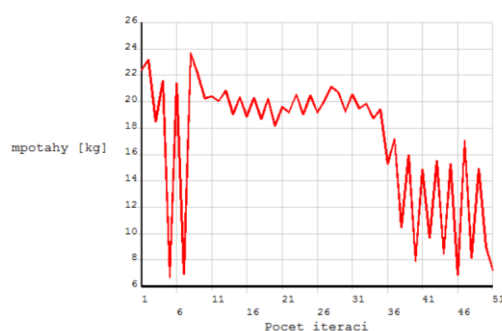
Na rozdíl od prvního optimalizačního výpočtu řešič použil k řešení všech 50 možných iterací a **návrhové parametry splňovali definované omezující podmínky**. Nejlepším uloženým designem, který splňuje definované mezní podmínky byl návrh z poslední iterace¹, optimální parametry tohoto designu jsou vždy uvedeny na konci popisku každého obrázku.



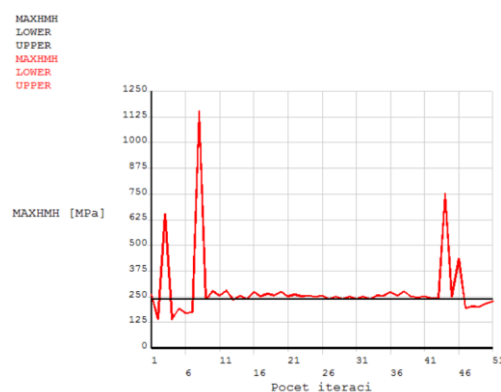
Obrázek 139: Závislost cílové funkce: celkové hmotnosti [kg] na počtu iterací [-]; $m_{celk}=18,9$ kg



Obrázek 140: Závislost hmotnosti vnitřního olemování [kg] na počtu iterací [-]; $m_{olemování}=11,62$ kg

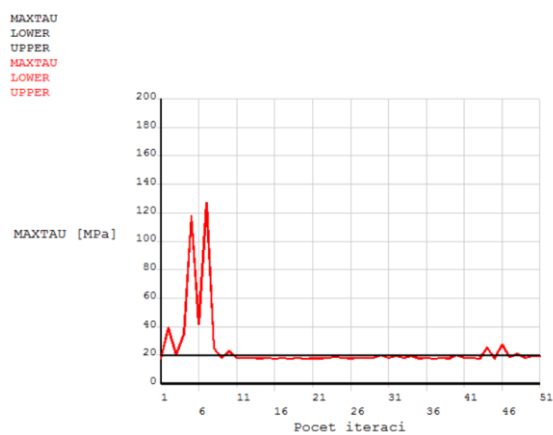


Obrázek 141: Závislost hmotnosti potahů [kg] na počtu iterací [-]; $m_{potahy} = 7,24$ kg



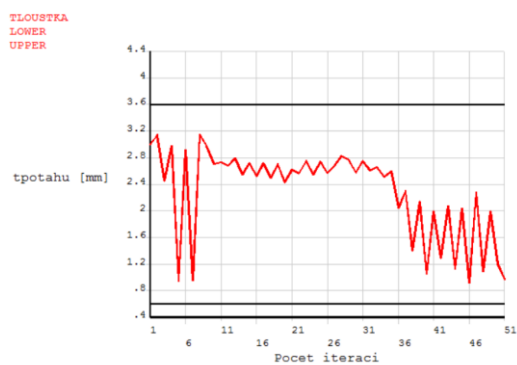
Obrázek 142: Hodnota maximálního redukovaného napětí HMH [MPa] v hliníkových částech v závislosti na počtu iterací [-]; $\sigma_{red_HMH} = 227$ MPa

¹ Resp. z 51. iterace, protože před spuštěním optimalizačního výpočtu se vždy musí provést jeden výpočet deformačně-napěťové analýzy.

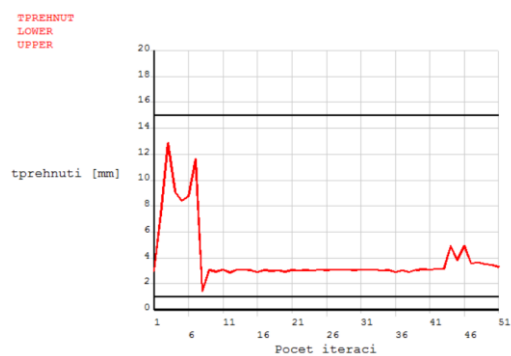


Obrázek 143: Hodnota maximálního smykového napětí na lepených plochách [MPa] v závislosti na počtu iterací [-]; $\tau_{smyk_max} = 19,6 \text{ MPa}$

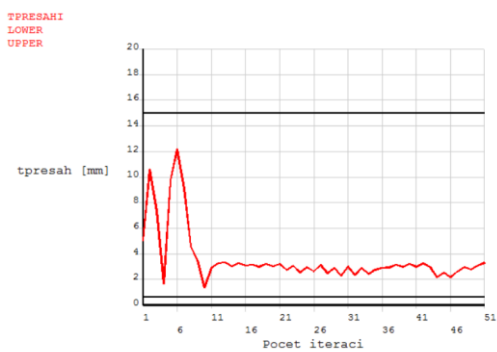
6.2.6 Hodnoty návrhových parametrů



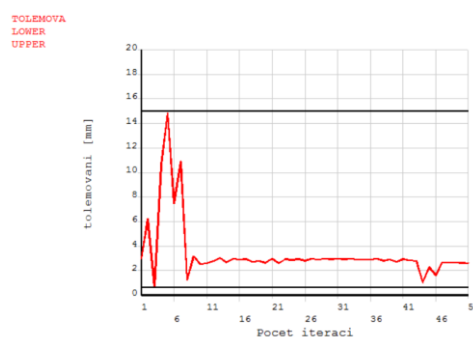
Obrázek 144: Hodnota tloušťky potahů [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 0,96 mm



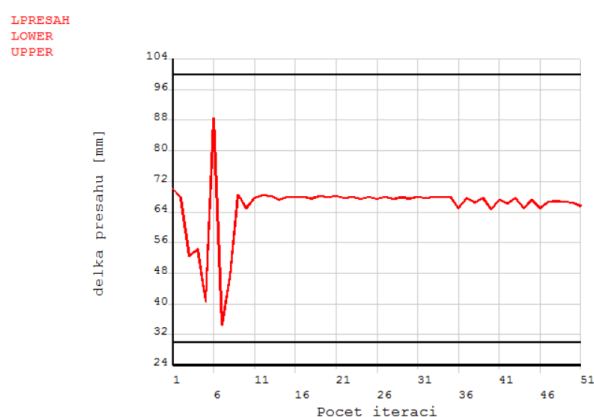
Obrázek 145: Hodnota tloušťky přehnutí pro dveře [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 3,31 mm



Obrázek 146: Hodnota tloušťky přesahu na potahu [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 3,31 mm



Obrázek 147: Hodnota tloušťky vnitřního olemování [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 2,60 mm



Obrázek 148: Hodnota délky přesahu na potahu [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 65,58 mm

6.2.7 Závěr druhé optimalizace hmotnosti

Podařilo se optimalizovat celkovou hmotnost potahů i vnitřního olemování výřezu v panelu s celkovou hmotností těchto částí **18,9 kg**, a to kromě změny parametrů vnitřního olemování i zvětšením tloušťky potahů z 0,635 mm na 0,96 mm.

Na rozdíl od prvního optimalizačního výpočtu, kde byla celková hmotnost těchto částí **17,4 kg**, se ale **podařilo splnit definované mezní podmínky**, které ale nesplňují mezní hodnotu maximální smykového napětí okolo bočního vetknutí a vnitřního olemování, jak bylo uvedeno v textu výše.

Proto i tento optimální návrh nebyl považován za správný. Důležitý byl ale poznatek, že zvýšením tloušťky potahů lze snížit maximální smykové napětí na lepených plochách.

6.2.8 Optimální rozměry druhého optimalizačního výpočtu

Tloušťky potahů z hliníkové slitiny Al 2024 používané v leteckém průmyslu jsou uváděny v palcích v katalogích dodavatelů [27] a [28]. S ohledem na tyto sériově vyráběné tloušťky byla zvolena nejbližší hodnota tloušťky potahů. Pomocí vzorců výše pak byla vypočtena skutečná hmotnost tohoto optimálního návrhu.

Po zohlednění sériově vyráběných tlouštěk potahů a zaokrouhlení ostatních parametrů stoupla celková hmotnost potahů a vnitřního olemování na **19,23 kg**.

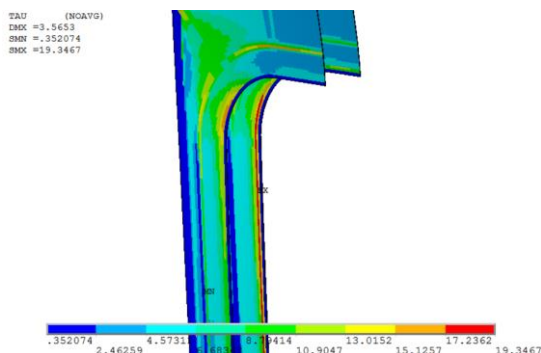
Tabulka 10: Optimální návrh z prvního a druhého optimalizačního výpočtu

t_{potah}	1.016 mm
$t_{\text{přehnutí}}$	3.31 mm
$l_{\text{přesah}}$	65.6 mm
$t_{\text{přesah}}$	3.31 mm
$t_{\text{olemování}}$	2.60 mm
Hmotnost potahů	7.60 kg
Hmotnost vnitřního olemování	11.63 kg
Celková optimalizovaná hmotnost	19.23 kg
HMH napětí_hliník	228 MPa
SMYK. napětí_lepidlo	19.3 MPa

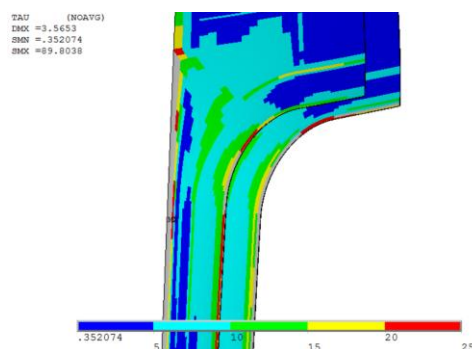
6.2.9 Kontrola optimálního návrhu druhého optimalizačního výpočtu

Kritickým mezním stavem optimálního návrhu byla smyková delaminace lepených ploch. Jak již bylo řečeno v poznámce pod čarou na straně 74, **současný návrh neumožňuje změnou návrhových parametrů dosáhnout požadavku na vnitřní přetlak 0,1 MPa, aniž by došlo ke smykové delaminaci jádra od potahu.**

Muselo by se upustit od použití voštinových panelů, což ale není podle zadavatele možné, protože voštinové panely tvoří také hlukovou a tepelnou obálku habitatu.



Obrázek 149: Maximální smykové napětí na lepených površích [MPa], bez 3 mm okolo vnitřního výřezu a bez 20 mm okolo bočního vetknutí panelu (modře)



Obrázek 150: Maximální smykové napětí na lepených površích [MPa] ve všech částech (i okolo výřezu a bočního vetknutí)

Modré, zelené a žluté části mají koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu smykové delaminace lepených povrchů menší než 1,2

Červené části mají hodnotu koeficientu bezpečnosti v intervalu od 1 do 1,2

Šedé části mají koeficient bezpečnosti menší než 1 a dojde na nich ke smykové delaminaci (maximální hodnota je až 89 MPa)

Po provedení druhého optimalizačního výpočtu jsem se rozhodl vydat dvěma cestami:

- Určit největší možný přetlak vyztužováním konstrukce v předem definovaných mezích návrhových parametrů provedením opakovaných optimalizačních výpočtů.
- Provést optimalizaci hmotnosti při vnitřním přetlaku 0,02 MPa a tloušťce potahů 0,635 mm, kterou na začátku definoval zadavatel minimalizací cílové funkce stejné jako v prvním optimalizačním výpočtu (kde se minimalizovala pouze hmotnost vnitřního olemování výřezu).

6.3 Třetí optimalizační výpočty pro určení návrhových parametrů pro maximální přetlak

Z obrázku 150 je zřejmé, že při současném modelu zatížení (tlaku 0,1 MPa) a nastavených okrajových podmínkách (boční vetknutí) dojde k překročení meze pevnosti fóliového lepidla ve smyku a k následně částečné nebo úplné delaminaci, a to jak na straně voštinového jádra (kde je prvek s maximální hodnotou smykového napětí), tak na straně přesahu vnitřního olemování.

Lepenou plochu mezi přesahem vnitřního olemování a vnější stranou potahu je možné dodatečně **zanýtovat**, protože se jedná o dva hliníkové plechy a toto řešení se zejména v leteckých aplikacích často používá.

Naopak lepenou plochu mezi voštinovým jádrem a hliníkovým potahem nelze podobně ošetřit. **Jde o limit, který při současných modelech materiálů, geometrie, vazeb a zatížení nelze nijak obejít, což ukázaly i první dva optimalizační výpočty.**

Proto jsem se rozhodl určit maximální možnou hodnotu vnitřního přetlaku, který je schopna konstrukce přenést, aniž by došlo k překročení meze pevnosti lepidla ve smyku a jakékoliv delaminaci. **Touto změnou vnitřního přetlaku došlo ke změně modelu zatížení**, ale pouze kvantitativně v podobě změny velikosti parametru vnitřního přetlaku.

Změnou parametru zadávaného vnitřního přetlaku a opakováním optimalizačního výpočtu podle stejného nastavení jako v případě druhého optimalizačního výpočtu se určovalo, zdali optimalizační řešič nalezne alespoň jedno řešení, které by splňovalo omezující podmínku, že na všech částech lepených ploch je koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu smykové delaminace minimálně 1,2 (hodnota maximálního smykového napětí 20 MPa).

V tabulce 11 je uveden postup určení maximálního možného přetlaku. První 4 odhady velikosti přetlaku byly učiněny z optimálních návrhových parametrů druhého optimalizačního výpočtu bez provedení optimalizačního výpočtu.

Další odhady byly potom určovány pomocí metody půlení intervalů a opakovaného optimalizačního výpočtu až do hodnoty 0,029375 MPa.

Z tabulky 12, kde jsou vypsány výsledky jednotlivých optimalizačních výpočtů pak bylo zřejmé, že na hodnotu smykového napětí na lepených površích má z návrhových parametrů největší vliv **tloušťka potahů**, čímž se potvrdila domněnka z druhého optimalizačního výpočtu. Z důvodu velkého nárůstu hmotnosti spojeného se zvětšováním tloušťky potahů jsem se na začátku rozhodl pro volbu maximální dovolené tloušťky potahů 3 mm, i když lze očekávat, že by s dalším zvětšováním této hodnoty kromě hmotnosti rostla i hodnota maximálního možného přetlaku.

Nutno podotknout, že stejně nastavené návrhové parametry nemusí vést vždy ke stejnému výsledku, zde už vstupuje do řešení faktor náhody konkrétně toho, jak řešič mění během výpočtu návrhové parametry, což je evidentní z následující tabulky. Při tlaku 0,03 MPa po provedení prvního optimalizačního výpočtu řešič nenašel ani jeden návrh, který by splňoval omezující podmínky, ale následným opakováním výpočtu beze změny nastavení bylo nalezeno řešení, které omezující podmínky splňovalo. V tomto případě **pětirozměrná cílová funkce může mít na definované oblasti více lokálních minim, z nichž některé nemusí splňovat omezující podmínky, ale řešič k němu konverguje.**

Tabulka 11: Výsledky jednotlivých optimalizačních výpočtů

Velikost přetlaku	Nalezen alespoň jeden návrh při optimalizačním výpočtu splňující omezující podmínku smykového napětí 20 MPa na všech částích lepených povrchů
0,1 MPa	NE
0,05 MPa	NE
0,02 MPa	ANO
0,04 MPa	NE
0,03 MPa	NE
0,025 MPa	ANO
0,0275 MPa	ANO
0,02875 MPa	ANO
0,029375 MPa	ANO
0,03 MPa	ANO
0,0325 MPa	NE
0,03125 MPa	ANO

Ze všech úspěšných optimalizačních výpočtů byla vytvořena následující tabulka s hodnotami návrhových parametrů a cílových funkcí.

Z této tabulky byl vybrán zeleně označený návrh, který je na hranici na začátku definované podmínky maximální tloušťky potahů 3 mm. **Tento označený návrh byl schopný přenést největší možný přetlak 0,03 MPa.**

Navíc je tento návrh o 3,1 kg lehčí než návrh z optimalizačního výpočtu při menším přetlaku 0,029375 MPa a o 1,6 kg lehčí než návrh z optimalizačního výpočtu při přetlaku 0,02875 MPa.

Tabulka 12: Optimální návrhové parametry výpočtů splňujících omezující podmínky z tabulky 11

Velikost přetlaku	t_{potah} [mm]	$t_{\text{přehnutí}}$ [mm]	$t_{\text{přesah}}$ [mm]	t_{olem} [mm]	$l_{\text{přesah}}$ [mm]	m_{celk} [kg]	$\tau_{\text{smyk_max}}$ [MPa]
0,02 MPa	0,6	1,4	3,1	1,4	36,7	10,6	18,8
0,025 MPa	1,8	10,8	1,9	9,8	55,5	35,4	20
0,0275 MPa	2,2	7,4	0,9	7,6	66	32,4	19,9
0,02875 MPa	2,6	7,8	0,8	9,8	54	38,3	20,2
0,029375 MPa	2,8	6,6	0,9	10	56	39,8	20,1
0,03 MPa	3	3	0,8	8	53	36,7	19,9
0,03125 MPa	3,2	2,3	1,8	8,1	55	39,7	20,1

6.3.1 Optimální parametry návrhu pro maximální přetlak

Stejně jako v předchozím případě byla z katalogů dodavatelů hliníkových potahů určena nejbližší sériově vyráběná tloušťka potahů a přepočítána optimální hmotnost tohoto návrhu.

Tabulka 13: Optimální parametry návrhu pro maximální přetlak (0,03 MPa)

t_{potah}	3,175 mm
$t_{\text{přehnutí}}$	3 mm
$l_{\text{přesah}}$	53 mm
$t_{\text{přesah}}$	0,8 mm
$t_{\text{olemování}}$	8 mm
Hmotnost potahů	23,3 kg
Hmotnost vnitřního olemování	14,7 kg
Celková optimalizovaná hmotnost	38 kg

6.4 Čtvrtá optimalizace hmotnosti při vnitřním přetlaku 0,02 MPa a tloušťce potahů 0,635 mm

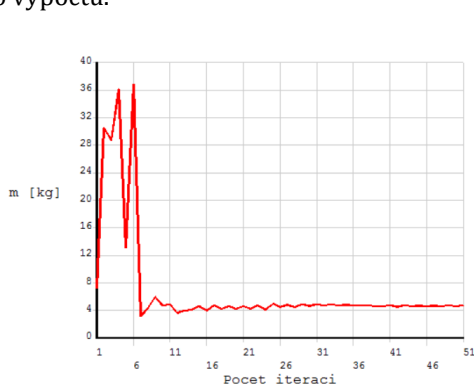
Nastavení cílové funkce a návrhových parametrů je stejné jako v případě prvního optimalizačního výpočtu v kapitole 6.1, kde se minimalizovala pouze hmotnost vnitřního olemování výřezu.

Změnou oproti prvnímu optimalizačnímu výpočtu bylo, že se maximální smykové napětí na lepených plochách (jedna z omezujících podmínek) vyhodnocovalo ze všech částí lepených ploch a hodnota přetlaku nebyla 0,1 MPa, ale 0,02 MPa.

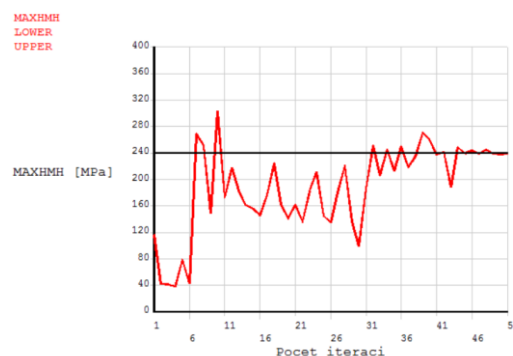
6.4.1 Výsledky

Řešič použil k řešení všech předepsaných 50 iterací. Optimálním návrhem, který splňoval definované omezující podmínky byl ten ze 47. iterace.

Z hladkých průběhů sledovaných veličin, které konvergují k jedné hodnotě, je zřejmé, že v tomto případě čtyř rozměrná cílová funkce v podobě hmotnosti vnitřního olemování má méně lokálních minim než předchozí pěti rozměrná funkce, což výrazně zlepšuje konvergenci optimalizačního výpočtu.

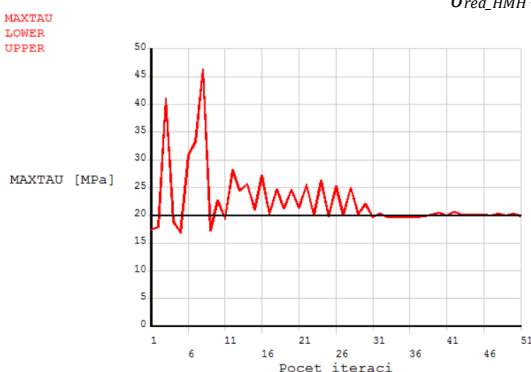


Obrázek 151: Závislost hmotnosti olemování (cílová funkce) [kg] na počtu iterací [-]; $m = 4,7$ kg



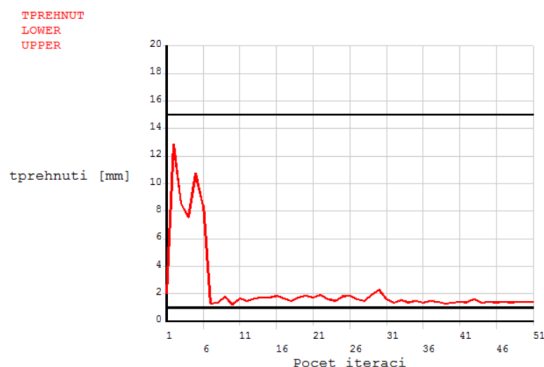
Obrázek 152: Hodnota maximálního redukovaného napětí HMM [MPa] v hliníkových částech v závislosti na počtu iterací [-]; zeleně mezní hodnoty;

$$\sigma_{red_HMH} = 238,9 \text{ MPa}$$

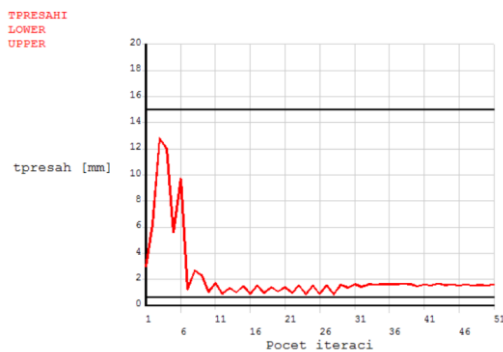


Obrázek 153: Hodnota maximálního smykového napětí na lepených plochách [MPa] v závislosti na počtu iterací [-]; zeleně mezní hodnota; $\tau_{smyk_max} = 19,9$ MPa

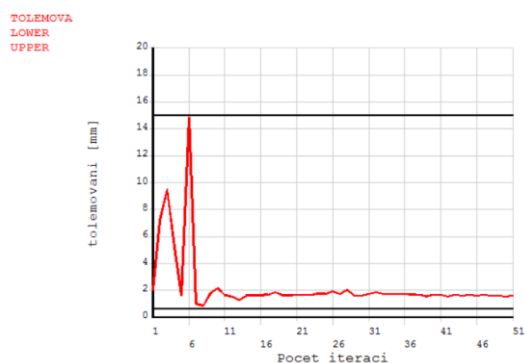
6.4.2 Hodnoty návrhových parametrů



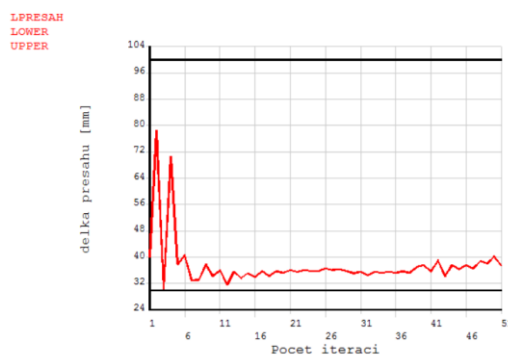
Obrázek 154: Hodnota tloušťky přehnutí pro dveře [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 1,40 mm



Obrázek 155: Hodnota tloušťky přesahu na potahu [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 1,61 mm



Obrázek 156: Hodnota tloušťky olemování [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 1,63 mm



Obrázek 157: Hodnota délky přesahu na potahu [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 37,5 mm

6.4.3 Optimální parametry čtvrté optimalizace hmotnosti pro tloušťku potahů 0,635 mm a vnitřní přetlak 0,02 MPa

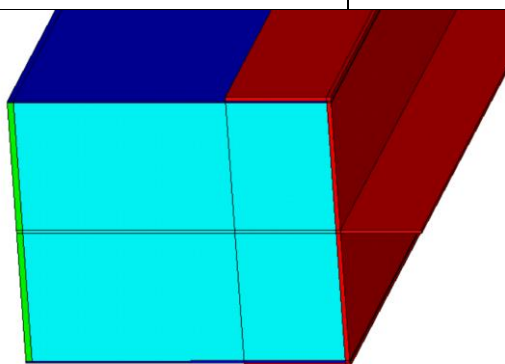
Tabulka 14: Optimální parametry pro návrh s přetlakem 0,02 MPa a tloušťkou potahů 0,635 mm

t_{potah}	0,635 mm
$t_{\text{přehnutí}}$	1,40 mm
$l_{\text{přesah}}$	37,5 mm
$t_{\text{přesah}}$	1,61 mm
$t_{\text{olemování}}$	1,63 mm
Hmotnost potahů	4,8 kg
Hmotnost vnitřního olemování	4,7 kg
Celková optimalizovaná hmotnost	9,5 kg

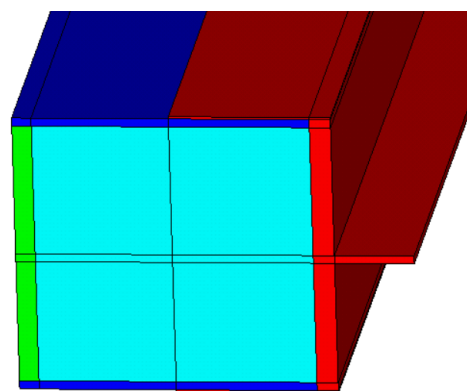
6.5 Porovnání optimálních návrhů pro přetlak 0,02 MPa a 0,03 MPa

Tabulka 15: Porovnání parametrů návrhu pro přetlak 0,02 MPa a návrhu pro přetlak 0,03 MPa

Přetlak	0,02 MPa	0,03 MPa
t_{potah}	0,635 mm	3,175 mm
$t_{\text{přehnutí}}$	1,40 mm	3 mm
$l_{\text{přesah}}$	37,5 mm	53 mm
$t_{\text{přesah}}$	1,61 mm	0,8 mm
$t_{\text{olemování}}$	1,63 mm	8 mm
Hmotnost potahu	4,8 kg	23,3 kg
Hmotnost vnitřního olemování	4,7 kg	14,7 kg
Celková hmotnost	9,5 kg	38 kg
Poměr celkových hmotností	1:4	



Obrázek 158: Optimální návrh pro přetlak 0,02 MPa. Vnitřní olemování výřezu ve voštinovém panelu červeně; tyrkysově voštinové jádro; modře potahy; zeleně vnější olemování



Obrázek 159: Optimální návrh pro přetlak 0,03 MPa. Vnitřní olemování výřezu ve voštinovém panelu červeně; tyrkysově voštinové jádro; modře potahy; zeleně vnější olemování

6.6 Shrnutí optimalizačních výpočtů

- První optimalizační výpočet minimalizuje hmotnost vnitřního olemování výřezu v panelu s uložením pro dveře při přetlaku (0,1 MPa) a tloušťkách potahů (0,635 mm) definovaných zadavatelem (viz obrázek 128). **Hodnota maximálního smykového napětí na lepených plochách může okolo vetknutí a vnitřního olemování přesáhnout hodnotu 20 MPa** (viz kapitola 6.2.9). Optimální návrh z tohoto výpočtu nebyl považován za správný, ale vycházely z něho další optimalizační výpočty.
- Druhý optimalizační výpočet minimalizuje součet hmotnosti vnitřního olemování výřezu v panelu s uložením pro dveře a hmotnosti potahů při přetlaku definovaném zadavatelem (0,1 MPa), ale se změnou tloušťky potahů, která je návrhovým parametrem (viz obrázek 137). **Hodnota maximálního smykového napětí na lepených plochách může opět okolo vetknutí a vnitřního olemování přesáhnout hodnotu 20 MPa**. Optimální návrh z tohoto výpočtu nebyl považován za správný, ale vycházely z něho další optimalizační výpočty.
- Třetí optimalizační výpočty minimalizují stejný součet hmotnosti jako druhý optimalizační výpočet a současně hledají nejvyšší možný vnitřní přetlak, kterým je možné model zatížit. **Hodnota maximálního smykového napětí na lepených plochách nemůže v žádné části přesáhnout hodnotu 20 MPa**. Optimální návrh z tohoto výpočtu byl považován za správný.
- Čtvrtý optimalizační výpočet minimalizuje hmotnost vnitřního olemování výřezu v panelu s uložením pro dveře (stejně jako první optimalizační výpočet) při tloušťkách potahů 0,635 mm definovaných zadavatelem a sníženém přetlaku 0,02 MPa. **Hodnota maximálního smykového napětí na lepených plochách nemůže v žádné části přesáhnout hodnotu 20 MPa**. Optimální návrh z tohoto výpočtu byl považován za správný.

7 Kontrola mezních stavů optimálních návrhů

Bylo třeba provést kontrolu, zdali nedojde k některému meznímu stavu u obou optimálních návrhů uvedených v předchozí kapitole. Mezní stavy byly následující:

- Mezní stav pružnosti hliníkových částí
- Mezní stav pevnosti voštinového jádra
- Mezní stav smykové delaminace lepených ploch
- Mezní stav ztráty stability tlakově namáhaných hliníkových částí

7.1 Deformačně-napětové analýzy

Cílem deformačně-napětových analýz (návrhy pro 0,02 a 0,03 MPa) byla kontrola výše uvedených mezních stavů.

7.1.1 Kontrola mezního stavu pružnosti hliníkových částí

Pro kontrolu mezního stavu pružnosti komponent z hliníkové slitiny jsem se rozhodl použít kritérium maximálního redukovaného napětí HMH, které je vhodné pro materiály vykazující tvárný typ porušení, což hliníkové slitiny splňují.

Singularitou je ostrý vrub v místě uložení dveří, což je zřejmé z obrázku 161. Se zjemňováním sítě by šla hodnota maximálního redukovaného napětí HMH do nekonečna.

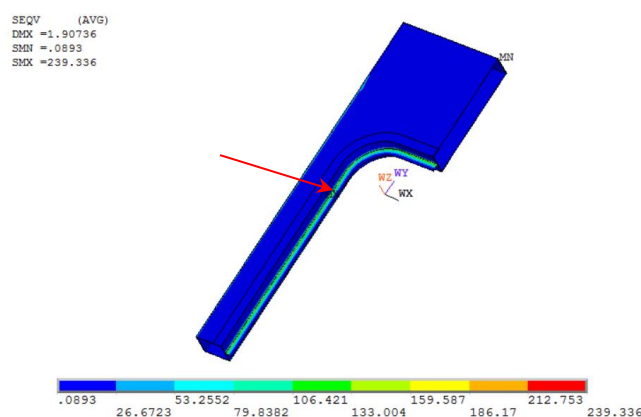
Možností, jak tuto singularitu obejít, je více. Je možné například definovat mez kluzu modelu materiálu, tečný modul pružnosti a tím modelovat plastické chování. Další možností je modelování skutečného zaoblení, které v modelu geometrie vytvořeno není.

Rozhodl jsem se v modelu tuto singularitu ponechat a vyhodnocovat z této hodnoty mezní stav pružnosti mimo jiné z toho důvodu, že velikost zaoblení bude dána technologií výroby vnitřního olemování průřezu a tato technologie zatím není známa (možné technologie jsou například odlévání nebo ohýbání a svařování hliníkových plechů).

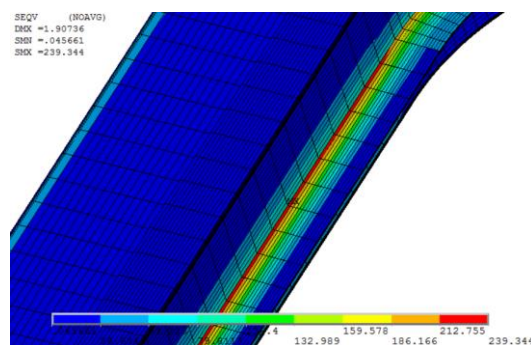
Dalším důvodem, proč jsem se rozhodl zaoblení nemodelovat byl fakt, že jsem použil mapovanou síť. Tvorba mapované sítě na malém zaoblení by výrazně zvýšila počet elementů současného modelu, což by výrazně prodloužilo dobu výpočtu. Navíc by se tímto krokem tvorba dalších podoblastí výrazně zkomplikovala. Použití volné sítě na zaoblení a mapované sítě na zbylých objemech je dle [25] nereálné, protože nejde jednoduše spojovat trojúhelníkové elementy s čtyřhrannými. Ze všech těchto důvodů jsem se rozhodl od modelování zaoblení upustit.

Tímto krokem jsem byl na bezpečné straně, protože v reálu bude v této části nějaké zaoblení, čímž poklesne i hodnota maximálního redukovaného napětí HMH.

Návrh pro přetlak 0,02 MPa



Obrázek 160: Vykreslení maximálního redukovaného napětí HMH [MPa] průměrovaného přes uzly ve všech hliníkových částech, šipkou označeno místo s maximální hodnotou

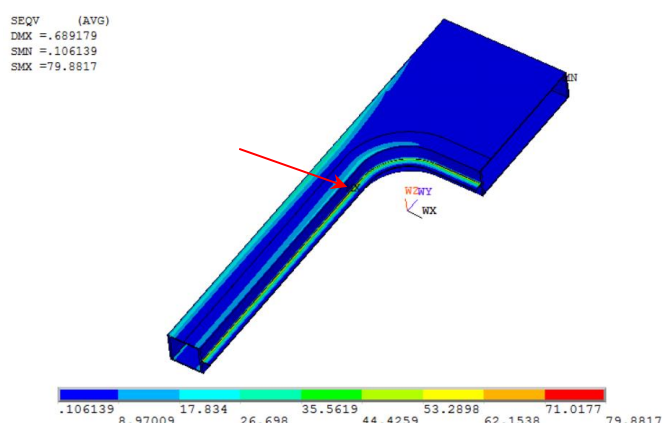


Obrázek 161: Detail maximálního redukovaného napětí HMH [MPa] na prvcích ve všech hliníkových částech.

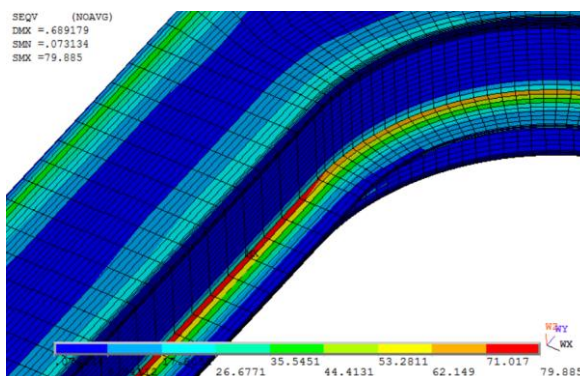
Hodnota maximálního redukovaného napětí byla určena jako 239,3 MPa. Bezpečnost vzhledem k meznímu stavu pružnosti se pak dopočítala následovně (hodnota 290 MPa je hodnotou meze kluzu hliníkové slitiny viz kapitola 5.2.1):

$$K_{MSP} = \frac{\sigma_t}{\sigma_{red}} = \frac{290}{239,3} = 1,21$$

Návrh pro přetlak 0,03 MPa



Obrázek 162: Vykreslení maximálního redukovaného napětí HMH [MPa] průměrovaného přes uzly ve všech hliníkových částech, šipkou označeno místo s maximální hodnotou



Obrázek 163: Detail maximálního redukovaného napětí HMH [MPa] na prvcích ve všech hliníkových částech

Hodnota maximálního redukovaného napětí byla určena jako 80 MPa. Bezpečnost vzhledem k meznímu stavu pružnosti se pak dopočítala stejně jako výše:

$$K_{MSP} = \frac{\sigma_t}{\sigma_{red}} = \frac{290}{80} = 3,63$$

7.1.2 Kontrola mezního stavu pevnosti voštinového jádra

Volba pevnostního kritéria

Nejprve bylo třeba zvolit pevnostní kritérium orthotropního materiálu, podle kterého by se určil koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra. Rozhodl jsem se na začátku použít kritérium **maximálních orthotropních napětí** podle [29].

Pro provedení výpočtu pomocí tohoto kritéria bylo třeba zadat pevnosti kompozitu v hlavních směrech orthotropie definovaných v odstavci 5.2.2. Smyslem tohoto kritéria je, že dává do poměru meze pevnosti v hlavních směrech orthotropie s hodnotami maximálních napětí v těchto směrech. Celkovou bezpečností je pak minimální hodnota z takto vypočtených hodnot.

Hlavní výhodou tohoto kritéria je, že lze podle této minimální hodnoty určit, který z mezních stavů nastane nejdříve.

Nevýhodou je, že nebere v potaz příspěvky od zatížení v dalších směrech orthotropie při kombinovaném namáhání.

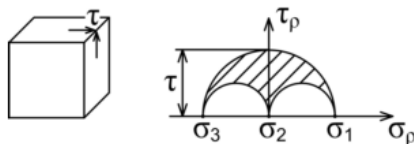
Při posouzení bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pružnosti izotropního materiálu při smykové napjatosti na obrázku 164 by se pomocí tohoto kritéria určilo maximální hlavní napětí a porovnávalo s mezí kluzu v tahu, minimální hlavní napětí by se porovnávalo s mezí pevností v tlaku a hodnotou bezpečnosti by bylo minimum z těchto hodnot, což je samozřejmě špatně, protože maximální redukované napětí například pomocí kritéria maximálního smykového napětí je dvakrát vyšší, dle rovnice:

$$\sigma_{red} = \sigma_1 - \sigma_3 = 2 \cdot \sigma_1$$

Nicméně je v inženýrské praxi toto kritérium i přes tento nedostatek hodně používáno, zejména proto, že je po jeho výpočtu jasně vidět, který směr orthotropie bude pro kompozit kritický, což je důležité zejména v etapě návrhu kompozitu.

Existují i energetická kritéria Tsai-Hill, Tsai-Wu [29], která tento nedostatek kritéria maximálních orthotropních napětí odstraňují.

Chyba kritéria maximálního orthotropního napětí se projeví zejména pokud nevyjde nejmenší koeficient bezpečnosti v kritickém hlavním směru orthotropie o dost nižší než ostatní hodnoty koeficientů bezpečnosti ve zbylých hlavních směrech orthotropie. Pokud by toto nastalo, je vhodnější použít některá z výše zmíněných energetických kritérií.

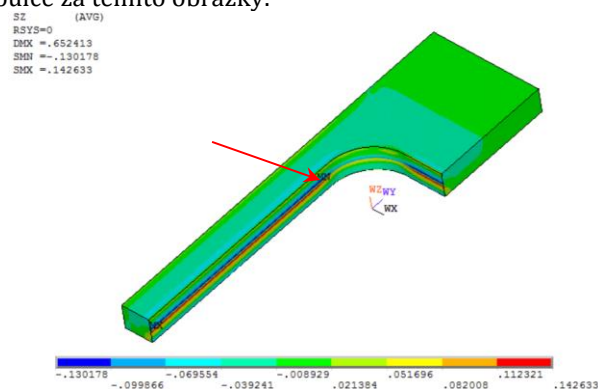


Obrázek 164: Smyková napjatost v Mohrově diagramu [11]

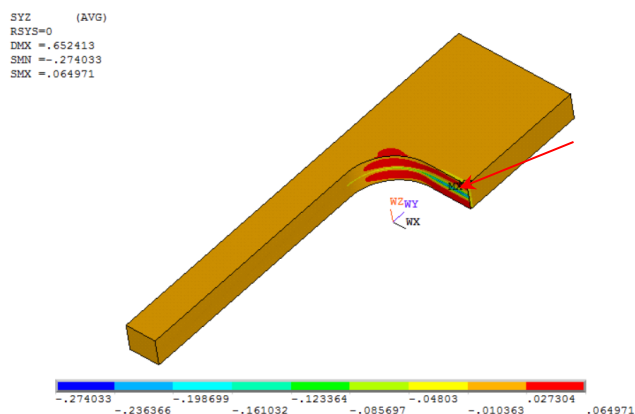
Návrh pro přetlak 0,02 MPa

Určení bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti kompozitu pomocí kritéria maximálních orthotropních napětí

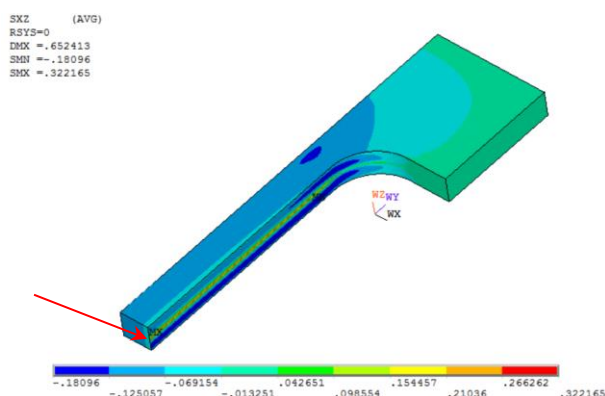
Na následujících obrázcích jsou zobrazeny výsledky v hlavních směrech orthotropie voštinového jádra. Výsledky jsou v tabulce za těmito obrázky.



Obrázek 165: Průměrované normálové napětí přes uzly ve směru Z ve voštinovém jádře [MPa]; Minimální (tla-
kové) napětí ve směru Z -0,13 MPa v místě označeném šipkou



Obrázek 166: Průměrované smykové napětí přes uzly ve směru YZ ve voštinovém jádře [MPa]; Minimální smykové
napětí v rovině YZ -0,27 MPa v místě označeném šipkou



Obrázek 167: Průměrované smykové napětí přes uzly ve směru XZ ve voštinovém jádře [MPa]; Maximální smykové napětí v rovině XZ 0,32 MPa v místě označeném šipkou

Tabulka 16: Analytický výpočet koeficientu bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra dle kritéria maximálních orthotropních napětí pro přetlak 0,02 MPa

Hlavní směr orthotropie	Hodnota napětí	Mezní hodnota	Koeficient bezpečnosti
Tlak v ose Z	0,13 MPa	2,4 MPa	18,46
Smyk v rovině YZ	-0,27 MPa	0,79 MPa	2,93
Smyk v rovině XZ	0,32	1,25 MPa	3,91

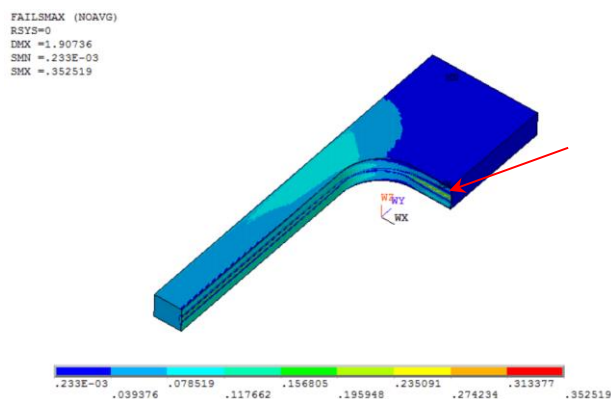
Koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti dle kritéria maximálních orthotropních napětí vyšel 2,9. Hodnota v dalším směru orthotropie koeficientů bezpečnosti XZ je blízká této hodnotě. Proto byla tato hodnota bezpečnosti ověřena pomocí energetického kritéria Tsai-WU v následující podkapitole.

Také jsem se rozhodl zkontrolovat analyticky provedený výpočet bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti pomocí kritéria maximálních orthotropních napětí pomocí softwaru Ansys.

Fakt, že nejsou známy pevnosti v ostatních směrech orthotropie, ve kterých má voština téměř nulovou tuhost, tudíž i přenáší minimální napětí jsem se rozhodl obejít zadáním hodnoty meze pevnosti v těchto směrech 10 MPa.

Výsledkem výpočtu v Ansysu je jako u všech dalších kritérií porušení převrácená hodnota koeficientu bezpečnosti 0,353. Hodnota koeficientu bezpečnosti je tak **2,83**, což je téměř stejná hodnota. Rozdíl je způsoben faktem, že Ansys počítá tuto hodnotu z řešení na prvcích, zatímco já ji vyhodnoval z průměrovaného řešení přes uzly.

Nebezpečné místo je dle očekávání stejné jako v místě maximálního smykového napětí v rovině XZ.



Obrázek 168: Pevnostní kritérium maximálních orthotropních napětí v softwaru Ansys [-], maximum v místě označené šipkou

Určení bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti kompozitu pomocí kvadratického kritéria Tsai-Wu

Pomocí tohoto kritéria se z rovnice níže vypočte hodnota, která je podobně jako v předchozím případě **převrácenou hodnotou koeficientu bezpečnosti**. Rovnice níže je pro mezní stav pevnosti, kdy je hodnota rovna 1.

$$f(\sigma_k) = F_i \cdot \sigma_i + F_{ij} \cdot \sigma_i \cdot \sigma_j = 1$$

with;

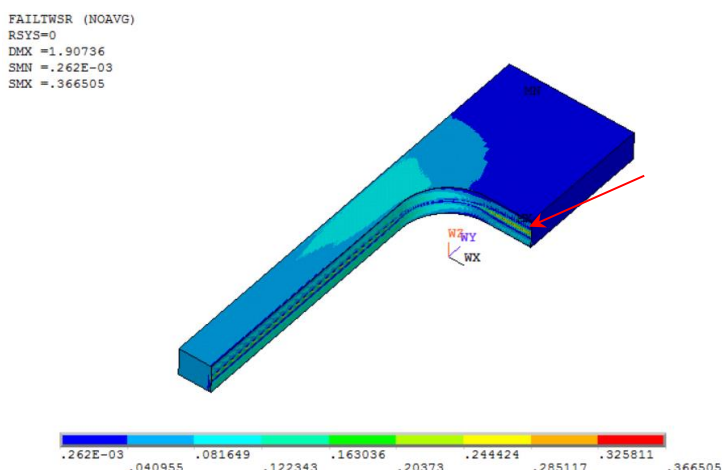
$$i, j, k = \begin{cases} 1, 2, 6 & \text{for } 2D \\ 1, \dots, 6 & \text{for } 3D \end{cases} \quad (\text{Voigt Notation})$$

F_i = Strength tensor of second rank

F_{ij} = Strength tensor of forth rank

Obrázek 169: Rovnice pevnostního kritéria Tsai-Wu [30]

Výsledkem provedeného výpočtu v Ansysu je hodnota 0,367 (viz obrázek 170). Hodnota koeficientu bezpečnosti je tak **2,72**.



Obrázek 170: Pevnostní kritérium Tsai-Wu v softwaru Ansys [-], maximum v místě označené šipkou

Koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra

Tabulka 17: Koeficienty bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra dle obou kritérií

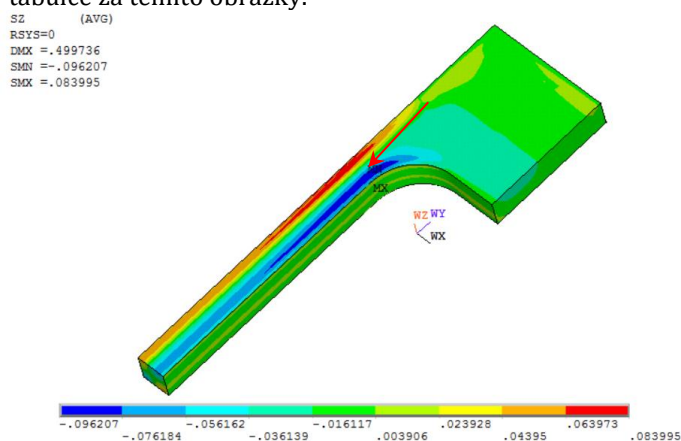
	Analyticky	Ansys
Kritérium maximálních orthotropních napětí	2,93	2,83
Kritérium Tsai-Wu	-	2,72

Koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra byl určen pomocí pevnostního kritéria Tsai-Wu jako 2,72.

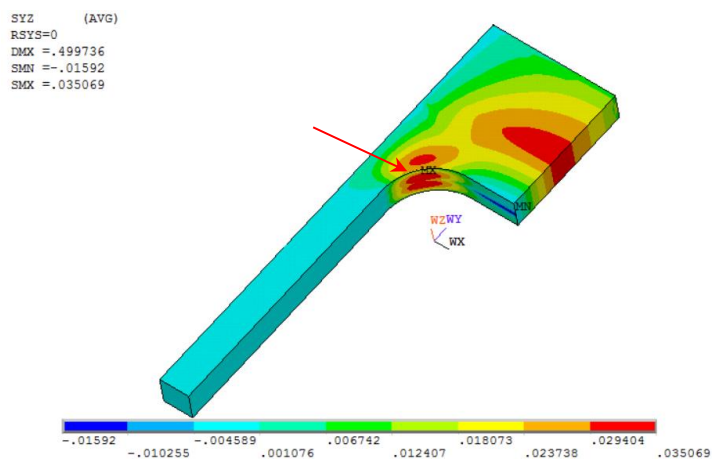
Návrh pro přetlak 0,03 MPa

Určení bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti kompozitu pomocí kritéria maximálních orthotropních napětí

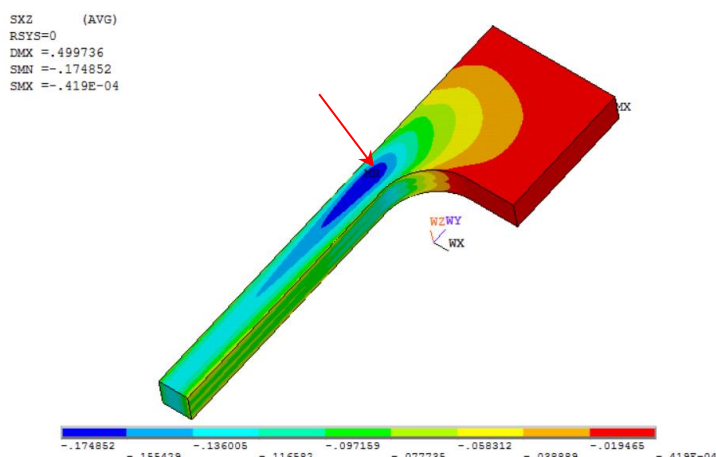
Na následujících obrázcích jsou zobrazeny výsledky v hlavních směrech orthotropie voštinového jádra. Výsledky jsou v tabulce za těmito obrázky.



Obrázek 171: Průměrované normálové napětí přes uzly ve směru Z ve voštinovém jádře [MPa]; Minimální (tlakové) napětí ve směru Z -0,1 MPa v místě označením šipkou



Obrázek 172: Průměrované smykové napětí přes uzly ve směru YZ ve voštinovém jádře [MPa]; Maximální smykové napětí v rovině YZ 0,035 MPa v místě zaoblení výřezu označeném šipkou



Obrázek 173: Průměrované smykové napětí přes uzly ve směru XZ ve voštinovém jádře [MPa]; Minimální smykové napětí v rovině XZ -0,17 MPa v místě označeném šipkou

Tabulka 18: Analytický výpočet koeficientu bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra dle kritéria maximálních orthotropních napětí pro přetlak 0,02 MPa

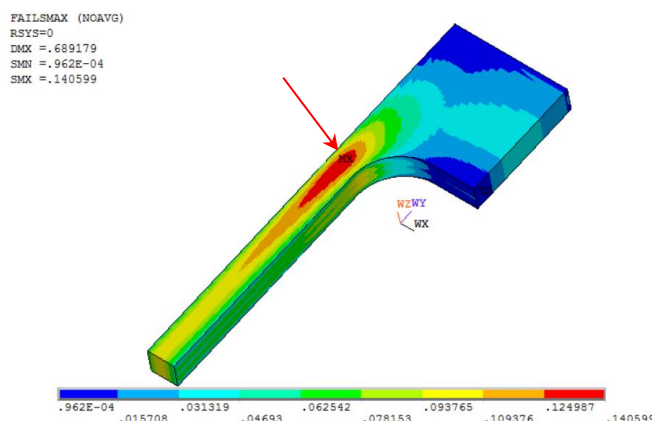
Hlavní směr orthotropie	Hodnota napětí	Mezní hodnota	Koeficient bezpečnosti
Tlak v ose Z	0,1 MPa	2,4 MPa	24
Smyk v rovině YZ	0,035 MPa	0,79 MPa	22,6
Smyk v rovině XZ	0,175	1,25 MPa	7,14

Koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti dle kritéria maximálních orthotropních napětí vyšel 7,4. Hodnoty v dalších směrech orthotropie koeficientů bezpečnosti jsou významně vzdáleny od této hodnoty a dá se tak předpokládat, že bezpečnost zůstane podobná i při použití některého energetického kritéria zohledňujícím víceosou napjatost v kompozitu. Toto bylo pro jistotu ověřeno pomocí energetického kritéria Tsai-Wu v následující kapitole.

Opět jsem se rozhodl zkontrolovat analyticky provedený výpočet bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti pomocí kritéria maximálních orthotropních napětí pomocí softwaru Ansys.

Výsledkem je převrácená hodnota koeficientu bezpečnosti 0,14. Hodnota koeficientu bezpečnosti je tak **7,14**, což je stejné číslo, které bylo vypočteno analyticky výše.

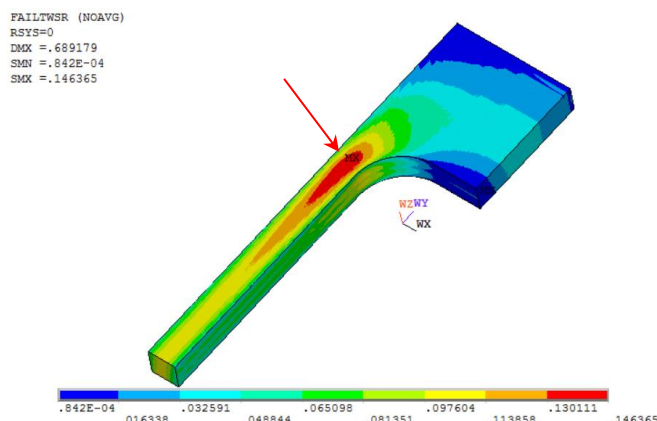
Nebezpečné místo je dle očekávání stejné jako v místě maximálního smykového napětí v rovině XZ.



Obrázek 174: Pevnostní kritérium maximálních orthotropních napětí v softwaru Ansys [-], maximální hodnota v místě označeném šipkou

Určení bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti kompozitu pomocí kvadratického kritéria Tsai-Wu

Pomocí tohoto kritéria a rovnice výše vypočte hodnota, která je podobně jako v předchozím případě převrácenou hodnotou koeficientu bezpečnosti. Výsledkem provedeného výpočtu je hodnota 0,146 (viz obrázek 175). Hodnota koeficientu bezpečnosti je tak **6,85**.



Obrázek 175: Pevnostní kritérium Tsai-Wu v softwaru Ansys [-], maximální hodnota v místě označeném šipkou

Koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra

Tabulka 19: Koeficienty bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra dle obou kritérií

	Analyticky	Ansys
Kritérium maximálních orthotropních napětí	7,14	7,14
Kritérium Tsai-Wu	-	6,85

Koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra byl určen pomocí pevnostního kritéria Tsai-Wu jako 6,85.

7.1.3 Kontrola mezního stavu smykové delaminace lepených povrchů

Určení smykového napětí na lepených plochách

Bylo třeba provést kontrolu maximálního smykového napětí na lepených površích mezi:

- vnitřními stranami potahů – voštinovým jádrem
- vnějšími stranami potahů – vnitřním olemováním výřezu (viz obrázek 113)

Bylo vyhodnocováno maximální smykové napětí v potazích, čímž se zkontrolovali obě lepené plochy naráz.

Použité fóliové lepidlo je schopné přenášet maximální smyková napětí dle parametrů výrobce uvedené v kapitole 5.2.3.

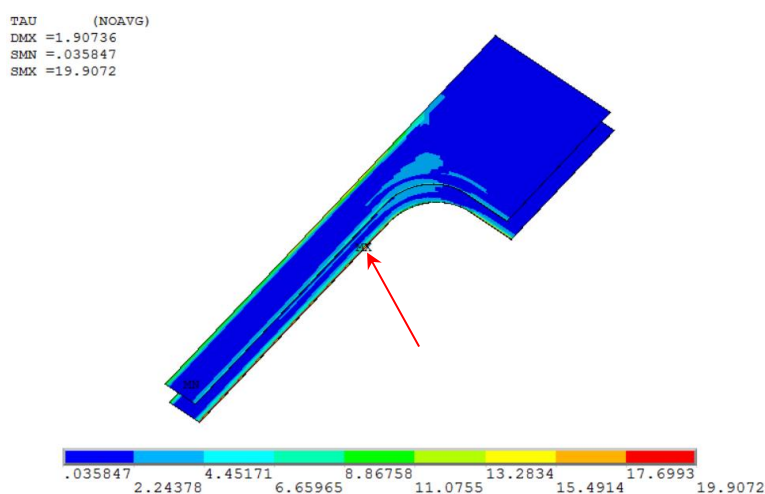
Hodnoty, ze kterých se tato veličina vypočte jsou smyková napětí v rovinách ZX a ZY. Vzhledem ke sdruženosti smykových napětí tak jde o smyková napětí XZ a YZ, která je možno v softwaru Ansys analyzovat.

Určení maximálního smykového napětí v lepené rovině je dáno vektorovým součtem těchto napětí, protože jsou na sebe osy X a Y kolmé, jedná se o Pythagorovu větu, konkrétně rovnici:

$$\tau_{\max} = \sqrt{\tau_{XZ}^2 + \tau_{YZ}^2}$$

V Ansysu byly tyto rovnice definovány pomocí prvkové tabulky, do které byly po provedení výpočtu nejprve nahrány maximální a minimální hodnoty smykových napětí XZ a YZ na prvcích potahů. Z těchto dat se nejprve určila maximální absolutní hodnota XZ a YZ na všech prvcích a následně s nimi byly provedeny operace mocnění, sčítání a odmocnění. Takto se dopočítala hodnota celkového smykového napětí na všech prvcích potahů.

Návrh pro přetlak 0,02 MPa



Obrázek 176: Průběh vypočteného smykové napětí [MPa] na prvcích, kterým je namáhána lepená plocha, maximální hodnota je v místě označeném šipkou

Koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu smykové delaminace lepených povrchů

Koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu smykové delaminace se pak může určit v závislosti na teplotě. Skutečná hodnota maximálního smykového napětí při definovaných teplotách výrobem by vyžadovala termální analýzu a znalost termodynamických parametrů obou materiálů. Tyto materiálové charakteristiky voštinového jádra ale nebyly upřesněny. Navíc termální analýza není v definovaných cílech. Proto jsou hodnoty bezpečností pouze přibližné.

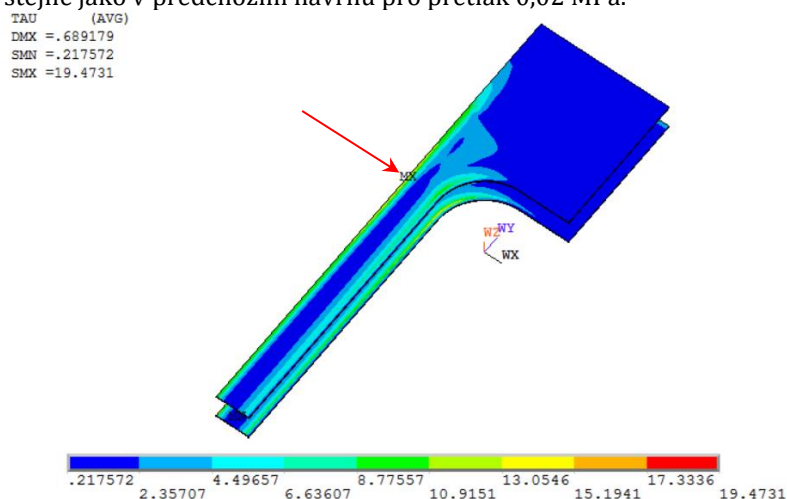
Tabulka 20: Koeficienty bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu smykové delaminace lepených ploch v závislosti na teplotě, návrh pro přetlak 0,02 MPa

Teplota zatěžování [°C]	Pevnost ve smyku [MPa] (při zatěžování tahem dle ČSN 66 8510)	Maximální smykové napětí	Koeficient bezpečnosti
-75	30	19,9 MPa	1,51
+20	36	19,9 MPa	1,81
+60	35	19,9 MPa	1,76
+80	26	19,9 MPa	1,31
+100	25	19,9 MPa	1,26

Hodnota koeficientu bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu smykové delaminace byla zvolena jako minimum z vypočtených hodnot výše 1,26 a to na přání zadavatele, aby byla zvolena nejhorší varianta.

Návrh pro přetlak 0,03 MPa

Nastavení bylo stejné jako v předchozím návrhu pro přetlak 0,02 MPa.



Obrázek 177: Průběh vypočteného smykové napětí [MPa] průměrovaného přes uzly, kterým je namáhána lepená plocha, maximální hodnota je v místě označeném šipkou

Koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu smykové delaminace lepených povrchů

Tabulka 21: Koeficienty bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu smykové delaminace lepených ploch v závislosti na teplotě, návrh pro přetlak 0,03 MPa

Teplota zatěžování [°C]	Pevnost ve smyku [MPa] (při zatěžování tahem dle ČSN 66 8510)	Maximální smykové napětí	Koeficient bezpečnosti
-75	30	19,5 MPa	1,54
+20	36	19,5 MPa	1,85
+60	35	19,5 MPa	1,75
+80	26	19,5 MPa	1,33
+100	25	19,5 MPa	1,28

Hodnota koeficientu bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu smykové delaminace byla zvolena jako minimum z vypočtených hodnot výše 1,28.

7.1.4 Kontrola mezního stavu ztráty stability

Z rešeršní studie vyplynulo, že mezní stav ztráty stability sendviče s voštinovým jádrem může nastat buď v tlačené části voštinového jádra¹ nebo v tlačené části potahu, proto bylo třeba provést kontrolu tohoto mezního stavu.

Byl proveden lineární výpočet ztráty stability („linear buckling“) na základě výsledků předchozí deformačně-napěťové analýzy, který pracuje na principu sestavení napěťové matice tuhosti a problému vlastních hodnot.

Kritická hodnota tlaku (resp. síly) byla dána velikostí nejmenšího vypočteného vlastního čísla.

$$p_{\text{krit}} = p_{\text{zadaná}} \cdot \lambda$$

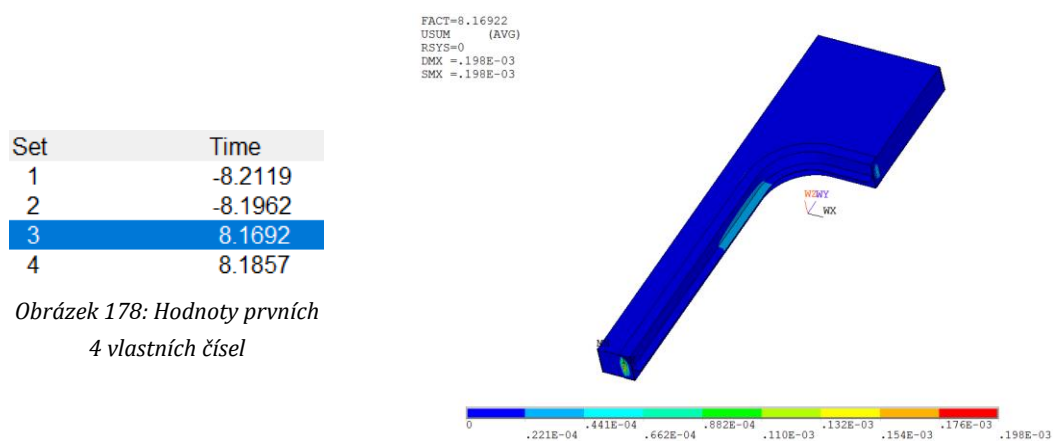
Návrh pro přetlak 0,02 MPa

Záporná hodnota vlastního čísla má takový význam, že by ztráta stability nastala při opačně definovaném zatížení², proto nebyly první dvě záporné hodnoty vlastního čísla brány v potaz a vyhodnocovala se až 3. hodnota vlastního čísla, při níž nastane ztráta stability ve směru definovaného zatížení.

Po dosazení do rovnice výše byla hodnota kritického tlaku 0,16 MPa. Z obrázku níže vyplývá, že došlo ke ztrátě stability voštinového jádra a vnitřního přehnutí v místě uložení dveří.

¹ U voštinového jádra je kritické napětí určováno experimentálně a je jím hodnota pevnosti v tlaku ve směru Z.

² Tedy místo současného zatížení tlakem na vnitřních částech přetlakovatelné části habitatu by ztráta stability nastala při zatížení tahem těchto částí, což samozřejmě neodpovídá reálnému zatížení.



Obrázek 179: První vlastní tvar při kritickém přetlaku 0,16 MPa

Určení koeficientu bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu ztráty stability hliníkových částí

Podle analýzy prvního vlastního tvaru došlo ke ztrátě stability jak voštinového jádra, tak hliníkového přehnutí v místě uložení dveří.

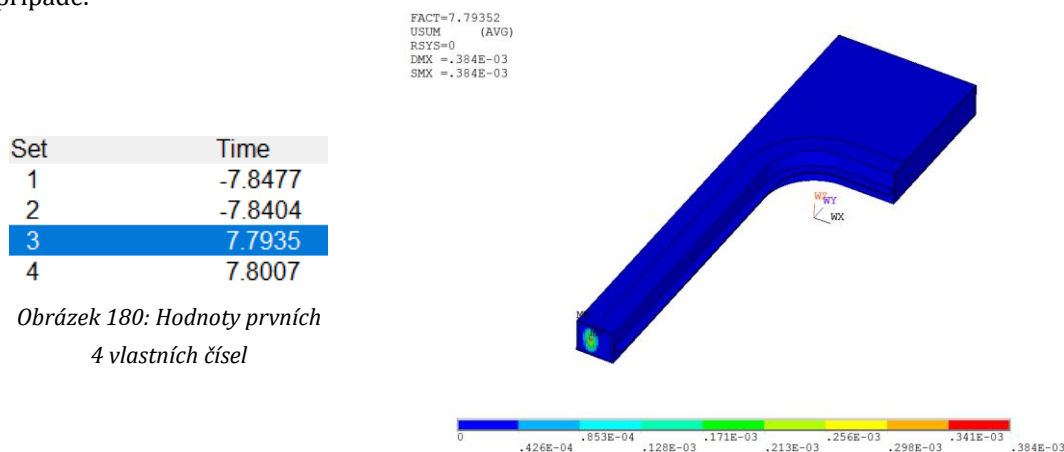
Zatímco v případě voštinového jádra nemělo smysl vyšetřovat tento vlastní stav, protože jak bylo zmíněno výše hodnota kritické síly je zjišťována experimentálně a odpovídá pevnosti voštinového jádra v tlaku, v případě hliníkového přehnutí byla tato hodnota považována za správnou.

Koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu ztráty byl tak přímo hodnotou vlastního čísla, tedy 8,17.

Návrh pro přetlak 0,03 MPa

Stejně jako v předchozím případě se za hodnotu prvního vlastního čísla považovala první kladná hodnota ve směru definovaného zatížení.

Po dosazení do rovnice výše byla hodnota kritického tlaku 0,23 MPa. Z obrázku níže vyplývá, že došlo ke ztrátě stability pouze voštinového jádra, nikoliv žádné hliníkové části jako v předchozím případě.



Obrázek 181: První vlastní tvar při kritickém přetlaku 0,23 MPa

Určení koeficientu bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu ztráty stability hliníkových částí

Tento mezní stav by byl nebezpečný, pokud by došlo ke ztrátě stability v některé z hliníkových komponent, jako tomu bylo v předchozím případě u návrhu pro přetlak 0,02 MPa.

Protože se tak nestalo, měl určený koeficient bezpečnosti pouze formální charakter a šlo pouze prohlásit, že skutečná hodnota koeficientu bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu ztráty stability v některé tlačené hliníkové části je vyšší než hodnota vypočtená.

Vzhledem k tomu, že byl zadán tlak přímo stejný jako byl definovaný v modelu zatížení, je hodnotou koeficientu bezpečnosti vůči meznímu stavu ztráty stability přímo hodnota vlastního čísla, tedy 7,79. Skutečná hodnota je ve skutečnosti větší, bylo by třeba vypočítat více vlastních hodnot.

7.2 Celková bezpečnost vzhledem k mezním stavům

7.2.1 Návrh pro přetlak 0,02 MPa

Tabulka 22: Koeficienty bezpečnosti vzhledem k mezním stavům návrhu pro přetlak 0,02 MPa

	Hodnota koeficientu bezpečnosti
Mezní stav pružnosti hliníkových částí	1,21
Mezní stav pevnosti voštinového jádra	2,7
Mezní stav smykové delaminace lepených povrchů	1,26 (1,81 při 20 °C)
Mezní stav ztráty stability hliníkových částí	8,17

Celková bezpečnost je minimem z těchto hodnot, tedy 1,21 a kritickým mezním stavem je mezní stav pružnosti hliníkových částí.

7.2.2 Návrh pro přetlak 0,03 MPa

Tabulka 23: Koeficienty bezpečnosti vzhledem k mezním stavům návrhu pro přetlak 0,03 MPa

	Hodnota koeficientu bezpečnosti
Mezní stav pružnosti hliníkových částí	3,63
Mezní stav pevnosti voštinového jádra	6,85
Mezní stav smykové delaminace lepených povrchů	1,28 (1,80 při 20 °C)
Mezní stav ztráty stability hliníkových částí	>7,79

Celková bezpečnost je minimem z těchto hodnot, tedy 1,28 a kritickým mezním stavem je mezní stav smykové delaminace lepených povrchů.

7.3 Analýza vlivu stochastických materiálových charakteristik voštinového jádra na mezní stavy obou návrhů

7.3.1 Nastavení výpočtu

Z řešeršní studie, konkrétně obrázku 67, vyplynulo, že materiálové charakteristiky voštinového jádra nabývají rozptylů hodnot $\pm 10\%$. Navíc bylo třeba ověřit, jestli hodnota Poissonova poměru XY, která byla v člancích nalezena rozdílná má vliv na mezní stavy.

Stejně jako v případě předchozího optimalizačního výpočtu bylo třeba nalézt vhodné příkazy fungující v Ansysu, protože oproti verzi 16 (ve které probíhala výuka minulý rok v předmětu Základy teorie spolehlivosti) už verze 17.2 neobsahuje modul pravděpodobnostní design v klasickém prostředí. Naštěstí jsou opět příkazy dohledatelné na internetu, například na [31], a stále fungují.

Pro řešení jsem se rozhodl použít simulaci metodou Monte Carlo s algoritmem „direct sampling“ a definovaným počtem 50 iterací kvůli velkému počtu elementů a s ním spojené výpočtové náročnosti. Bylo třeba nadefinovat pravděpodobnostní rozdělení vstupních veličin.

Rozdělení vstupních charakteristik není známo, byla známa pouze výše uvedená odchylka $\pm 10\%$ materiálových charakteristik.

Rozhodl jsem se použít rovnoměrné rozdělení, se středními hodnotou $E(X)$ definovanou dodavatelem v kapitole 5.2.2 a krajními hodnotami dopočtenými následovně:

$$a, b = E(X) \pm 0,1 \cdot E(X)$$

Pro veličinu Poissonova poměru XY jsem zvolil také rovnoměrné rozdělení, s krajními hodnotami 0,001 a 0,3. Zadané parametry rovnoměrných rozdělení vypadaly následovně:

Tabulka 24: Zadané parametry rovnoměrných rozdělení

Parametry rovnoměrného rozdělení	a	b
Modul pružnosti v tlaku Z [MPa]	124	152
Modul pružnosti ve smyku YZ [MPa]	22.5	27.5
Modul pružnosti ve smyku XZ [MPa]	36	44
Mez pevnosti v tlaku Z [MPa]	2.16	2.64
Mez pevnosti ve smyku YZ [MPa]	0.711	0.869
Mez pevnosti ve smyku XZ [MPa]	1.125	1.375
Poissonův poměr XY [-]	0.001	0.3

Na základě předchozího vyhodnocení mezních stavů byly jako výstupní veličiny definovány:

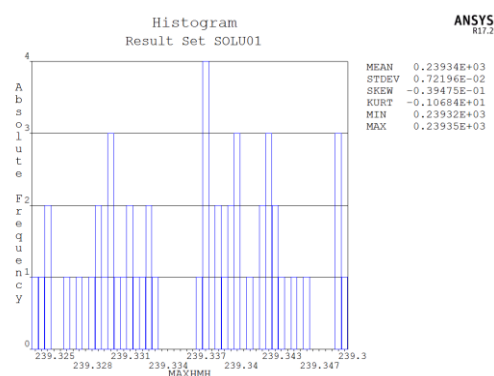
- maximální redukované napětí HMM v hliníkových částech
- maximální smykové napětí na lepených površích
- mezní stav pevnosti voštinového jádra dle kritéria maximálních orthotropních napětí ¹
- mezní stav pevnosti voštinového jádra dle kritéria Tsai-Wu ²

¹ respektive nebezpečnost (FI = „failure index“) obrácená hodnota bezpečnosti dle tohoto kritéria

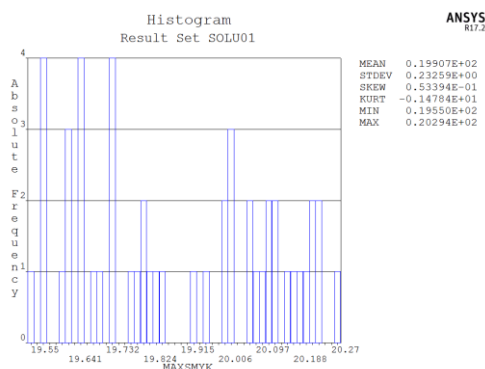
² FI

7.3.2 Návrh pro přetlak 0,02 MPa

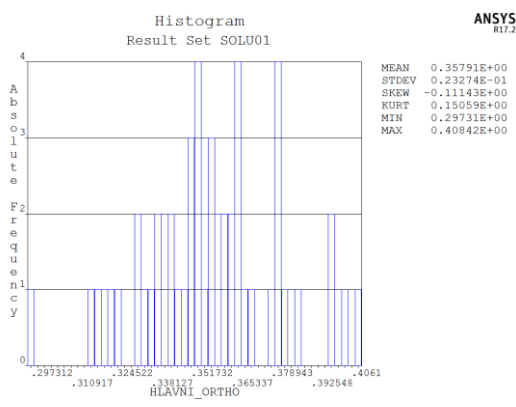
Histogramy výstupních veličin



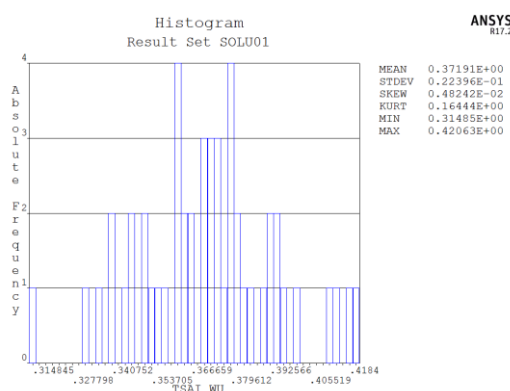
Obrázek 182: Histogram absolutní četnosti maximálního redukovaného napětí HMM [MPa] v hliníkových částech



Obrázek 183: Histogram absolutní četnosti maximálního smykového napětí [MPa] na lepených površích



Obrázek 184: Histogram absolutní četnosti pevnostního kritéria kompozitu dle maximálních orthotropních napětí [-]



Obrázek 185: Histogram absolutní četnosti pevnostního kritéria kompozitu Tsai-Wu [-]

Regresní analýza

Byla vypsána korelační matice vstupních a výstupních veličin s využitím Pearsonových lineárních koeficientů na obrázku 186. Hladina významnosti byla zvolena 2,5 %. Vstupní veličiny, které nemají vliv na výstupní hodnotu označil software v matici závorkou.

Hodnota Pearsonova lineárního koeficientu je definována na intervalu (-1,1). Pokud se pohybuje okolo nuly je vliv vstupní veličiny na výstupní veličinu statisticky nevýznamný, což je vidět například na obrázku 188. Pokud se jeho hodnota blíží +1, je daná výstupní veličina závislá na vstupní veličině přímo úměrně. Pokud se jeho hodnota blíží -1, je daná výstupní veličina závislá na vstupní veličině naopak nepřímo úměrně, což je patrné například z obrázku 187.

Matrix of Linear Correlation Coefficient(s)
=====

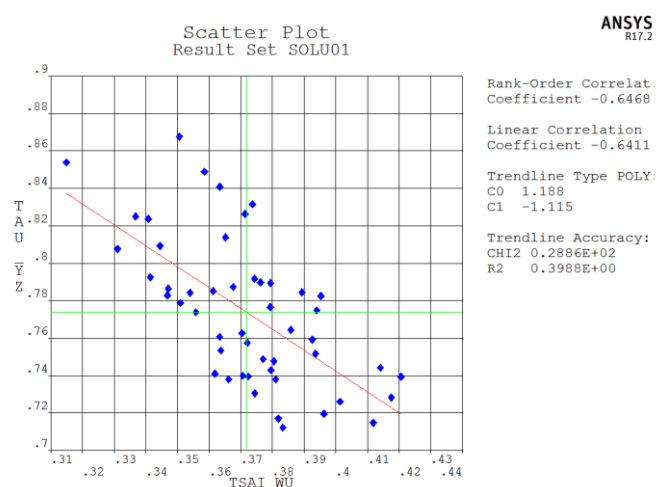
Solution Set Label = SOLU01
Simulation Method = Monte Carlo with Direct Sampling
Number of Samples = 50

	EZZ	NYXY	GVZ	GWZ	TAU_YZ	TAU_XZ
MAXHMH	(0.287)	(0.086)	(-0.307)	0.919	(-0.106)	(0.076)
MAXSMYK	(-0.094)	(-0.102)	(-0.040)	-0.998	(0.044)	(-0.011)
HLAVNI_ORTHO	(0.086)	(0.065)	0.638	(0.041)	-0.639	(0.181)
TSAI_WU	(0.175)	(0.065)	0.611	(0.051)	-0.641	(0.212)

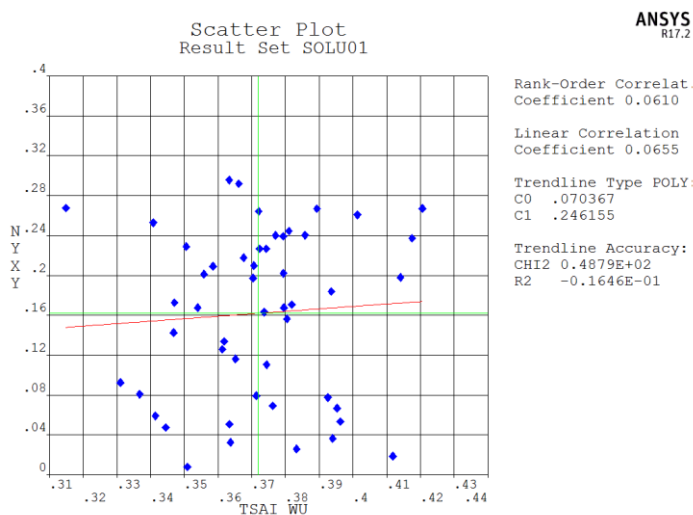
	SIGMA_Z
MAXHMH	(0.000)
MAXSMYK	(-0.034)
HLAVNI_ORTHO	(0.058)
TSAI_WU	(0.143)

NOTE: Values in brackets indicate that the correlation coefficient is NOT significant!
To indicate insignificant correlation coefficient a significance level
of 2.500% has been used.

Obrázek 186: Korelační matice lineárních Pearsonových koeficientů mezi vstupními a výstupními veličinami



Obrázek 187: Vykreslení korelace mezi pevností ve smyku YZ a hodnotou pevnostního kritéria Tsai-Wu, která je převrácenou hodnotou koeficientu bezpečnosti. Dle očekávání se se snižující hodnotou pevnosti zvyšuje převrácená hodnota koeficientu bezpečnosti FI (resp. snižuje koeficient bezpečnosti).



Obrázek 188: Vykreslení korelace mezi Poissonovým poměrem XY a hodnotou pevnostního kritéria Tsai-Wu, která je převrácenou hodnotou koeficientu bezpečnosti. Hodnota této veličiny nemá vliv na žádný z mezních stavů.

Závěrem je, že hodnoty mezních stavů byly u tohoto návrhu citlivé na veličiny:

- pevnost ve smyku voštinového jádra ve směru YZ
 - (mezní stavy voštinového jádra dle obou kritérií)
- modul pružnosti ve smyku voštinového jádra ve směru YZ
 - (mezní stavy voštinového jádra dle obou kritérií)
- modul pružnosti ve smyku voštinového jádra ve směru XZ
 - (mezní stav smykové delaminace lepených povrchů a mezní stav pružnosti hliníkových částí)

Naopak mezní stavy nejsou citlivé na následující veličiny:

- pevnosti ve tlaku voštinového jádra ve směru Z
- pevnost ve smyku voštinového jádra ve směru XZ
- modulu pružnosti v tlaku voštinového jádra ve směru Z
- Poissonův poměr voštinového jádra XY ¹

Odhad mezních hodnot pro vyhodnocení koeficientů bezpečnosti

Pro odhad mezních hodnot jsem použil příkaz pro inverzní pravděpodobnost, do nějž se musí zadat následující dva parametry:

- Hladina významnosti, se kterou software vytvoří pravděpodobnostní rozdělení z histogramů výstupních veličin výše. Hodnota byla zvolena 99 %.
- Intervalový odhad z tohoto rozdělení v podobě n-procentního kvantilu. Zvolen byl 95 % kvantil, což odpovídalo 95 % pravděpodobnosti, že hodnota mezního stavu bude menší než určená hodnota z rozdělení vytvořeného výše.

Výsledkem je výpis parametrů pravděpodobnostního rozdělení a hodnota 95 % kvantilu, jako je tomu pro ukázkou na obrázku 189. Stejně byly určeny ostatní parametry, z nichž se vyhodnocují koeficienty bezpečnosti vzhledem k mezním stavům v tabulce níže.

Tabulka 25: Určení koeficientů bezpečnosti vzhledem k mezním stavům návrhu pro přetlak 0,02 MPa

	Hodnota 95 % kvantilu	Koeficient bezpečnosti
Kritérium hlavních ortotropních napětí	0,399	2,51
Kritérium hlavních Tsai-Wu	0,415	2,50
Maximální smykové napětí na lepených plochách	20,24 MPa	1,24 (1,78 při 20 °C)
Maximální redukované napětí v hliníkových částech	239,4 MPa	1,21

¹ Tím se ověřila správná volba modelu materiálu v kapitole 5.2.2.

```

Inverse Probability Result of Response Parameter TSai_Wu
=====
Solution Set Label   = SOLU01
Simulation Method    = Monte Carlo with Direct Sampling
Number of Samples   = 50
Mean (Average) Value = 3.7190718e-001
Standard Deviation  = 2.2395632e-002
Skewness Coefficient = 4.8241897e-003
Kurtosis Coefficient = 1.6443562e-001
Minimum Sample Value = 3.1484502e-001
Maximum Sample Value = 4.2063126e-001

A 95.000% probability that TSai_Wu is smaller than a certain limit value occurs at:

      Limit value [ Lower Bound, Upper Bound]
TSai_Wu = 4.14598e-001 [ 3.94413e-001, Not Available]

NOTE: The confidence bounds are evaluated with a confidence level of 99.000%.

```

Obrázek 189: Mezní hodnota pevnostního kritéria Tsai-Wu je 0,415 což je 95 % kvantil

Rozdíl při vyhodnocení koeficientu bezpečnosti vzhledem k mezním stavům deterministicky a stochasticky

Tabulka 26: Porovnání koeficientů bezpečnosti návrhu pro přetlak 0,02 MPa určených z deterministického a stochastického výpočtu

	Hodnota koeficientu bezpečnosti (deterministicky)	Hodnota koeficientu bezpečnosti (stochasticky)	Absolutní chyba koeficientu bezpečnosti
Mezní stav pružnosti hliníkových částí	1,21	1,21	0
Mezní stav ztráty stability	8,17	(nevyhodnocováno)	-
Mezní stav smykové delaminace lepených povrchů	1,26 (1,81 při 20 °C)	1,24 (1,78 při 20 °C)	0,02 (0,03)
Mezní stav pevnosti voštinového jádra dle kritéria hlavních orthotropních napětí	2,83	2,51	0,32
Mezní stav pevnosti voštinového jádra dle kritéria Tsai-Wu	2,72	2,41	0,31

Z tabulky je evidentní, že vliv stochastických materiálových charakteristik na většinu mezních stavů byl zanedbatelný, nicméně u určení mezního stavu pevnosti voštinového jádra dle kritéria Tsai-Wu byla absolutní chyba v koeficientu bezpečnosti 31 % a u kritéria maximálních orthotropních napětí dokonce 32 % což už může být považováno za kritické.

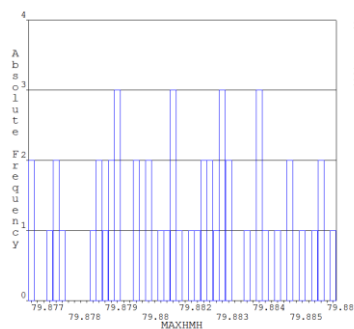
Stále je však 241 % rezerva bezpečnosti vzhledem k tomuto meznímu stavu dostatečná a navržená konstrukce tak byla považována za bezpečnou. Hodnota koeficientu bezpečnosti celé konstrukce vzhledem k mezním stavům zůstala byla minimem z těchto hodnot 1,21 a byla to tak stejná hodnota, která byla určena deterministickým výpočtem.

Po přihlédnutí k obrázku 186 měly na hodnoty koeficientů bezpečnosti vzhledem k pevnosti voštinového jádra dle obou kritérií vliv pouze hodnoty meze pevnosti ve smyku YZ a modulu pružnosti ve smyku YZ (hodnota bez závorek jsou statisticky významné).

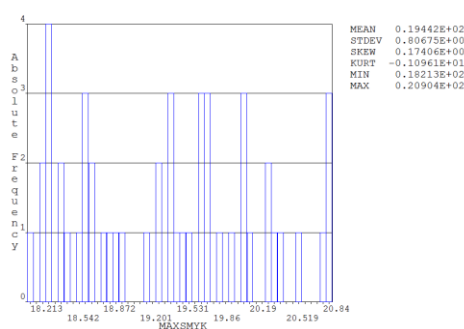
Nedošlo k téměř žádné změně koeficientů bezpečnosti vzhledem k mezním stavům pružnosti hliníkových částí a smykové delaminace lepených povrchů.

7.3.3 Návrh pro přetlak 0,03 MPa

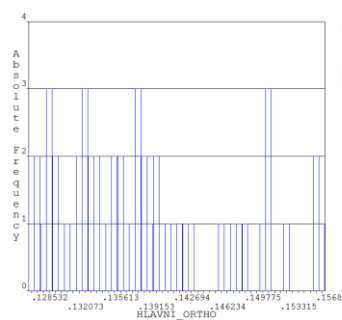
Histogramy výstupních veličin



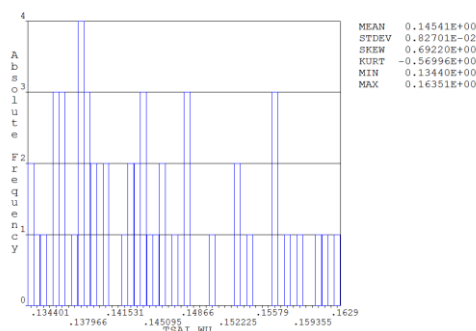
Obrázek 190: Histogram absolutní četnosti maximálního redukovaného napětí HMM [MPa] v hliníkových částech



Obrázek 191: Histogram absolutní četnosti maximálního smykového napětí [MPa] na lepených plochách



Obrázek 192: Histogram absolutní četnosti pevnostního kritéria kompozitu maximálních orthotropních napětí [-]



Obrázek 193: Histogram absolutní četnosti pevnostního kritéria kompozitu Tsai-Wu [-]

Regresní analýza

Stejně jako v předchozím případě byla vygenerována korelační matice s použitím Pearsonových lineárních koeficientů na obrázku 194.

Vzájemná citlivost mezi vstupními a výstupními veličinami pak byla opět ukázána na dvou případech z této tabulky na obrázcích 195 a 196.

Matrix of Linear Correlation Coefficient(s)

=====

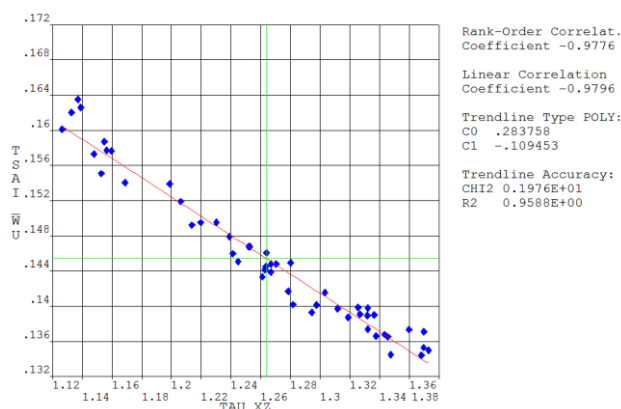
Solution Set Label = SOLU01
Simulation Method = Monte Carlo with Direct Sampling
Number of Samples = 50

	EZZ	MYW	GVZ	GKZ	TAU_VZ	TAU_XZ
MAXHMH	-0.327	(-0.036)	-0.526	0.724	(0.207)	(0.094)
MAXSMYK	(0.301)	(0.132)	(-0.265)	-0.996	(-0.018)	(-0.057)
HLAVNI_ORTHO	(-0.045)	(0.206)	(0.033)	(0.122)	(-0.095)	-0.979
TSAI_WU	(-0.028)	(0.193)	(0.037)	(0.099)	(-0.085)	-0.980

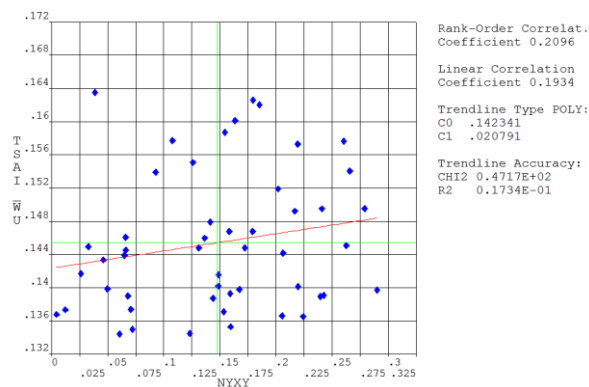
	SIGMA_Z
MAXHMH	(-0.139)
MAXSMYK	(0.188)
HLAVNI_ORTHO	(-0.012)
TSAI_WU	(0.062)

NOTE: Values in brackets indicate that the correlation coefficient is NOT significant!
To indicate insignificant correlation coefficient a significance level
of 2.500E-05 has been used.

Obrázek 194: Korelační matice lineárních Pearsonových koeficientů mezi vstupními a výstupními veličinami



Obrázek 195: Vykreslení korelace mezi pevností ve smyku XZ a hodnotou pevnostního kritéria Tsai-Wu, která je převrácenou hodnotou koeficientu bezpečnosti. Dle očekávání se se snižující hodnotou pevnosti zvyšuje převrácená hodnota koeficientu bezpečnosti FI (resp. snižuje koeficient bezpečnosti).



Obrázek 196: Vykreslení korelace mezi Poissonovým poměrem XY a hodnotou pevnostního kritéria Tsai-Wu, která je převrácenou hodnotou koeficientu bezpečnosti. Hodnota této veličiny nemá vliv na žádný z mezních stavů, čímž se potvrdila správná volba modelu materiálu voštinového jádra i u tohoto návrhu.

Závěrem je, že hodnoty mezních stavů jsou citlivé na veličiny:

- modul pružnosti voštinového jádra v tlaku ve směru Z
 - (mezní stav pružnosti hliníkových částí)
- pevnost ve smyku voštinového jádra ve směru XZ
 - (mezní stavy voštinového jádra dle obou kritérií)
- modul pružnosti ve smyku voštinového jádra ve směru XZ
 - (mezní stav smykové delaminace na lepených površích, mezní stav pružnosti hliníkových částí)
- modul pružnosti ve smyku voštinového jádra ve směru YZ
 - (mezní stav pružnosti hliníkových částí)

Naopak mezní stavy nejsou citlivé na následující veličiny:

- pevnosti v tlaku voštinového jádra ve směru Z
- pevnost ve smyku voštinového jádra ve směru YZ
- Poissonův poměr voštinového jádra XY

Odhad mezních hodnot pro vyhodnocení koeficientů bezpečnosti

Nastavení bylo stejné jako v případě návrhu pro přetlak 0,02 MPa (byl určován 95 % kvantil).

Tabulka 27: Určení koeficientů bezpečnosti vzhledem k mezním stavům návrhu pro přetlak 0,03 MPa

	Hodnota 95 % kvantilu	Koeficient bezpečnosti
Kritérium hlavních ortotropních napětí	0,157	6,37
Kritérium hlavních Tsai-Wu	0,162	6,17
Maximální smykové napětí na lepených plochách	20,89 MPa	1,20 (1,72 při 20 °C)
Maximální redukované napětí v hliníkových částech	79,9 MPa	3,63

Rozdíl při vyhodnocení koeficientu bezpečnosti vzhledem k mezním stavům deterministicky a stochasticky

Tabulka 28: Porovnání koeficientů bezpečnosti návrhu pro přetlak 0,03 MPa určených z deterministického a stochastického výpočtu

	Hodnota koeficientu bezpečnosti (deterministicky)	Hodnota koeficientu bezpečnosti (stochasticky)	Absolutní chyba koeficientu bezpečnosti
Mezní stav pružnosti hliníkových částí	3,63	3,63	0
Mezní stav ztráty stability	>7,79	(nevyhodnocováno)	-
Mezní stav smykové delaminace lepených povrchů	1,28 (1,85 při 20 °C)	1,20 (1,72 při 20 °C)	0,08 (0,13)
Mezní stav pevnosti voštinového jádra dle kritéria hlavních orthotropních napětí	7,14	6,37	0,77
Mezní stav pevnosti voštinového jádra dle kritéria Tsai-Wu	6,85	6,17	0,68

Z tabulky je evidentní, že oproti předchozímu návrhu pro 0,02 MPa měly stochasticky uvažované parametry voštinového jádra vliv na hodnoty koeficientu bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra vliv i na hodnotu koeficientu bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu smykové delaminace lepených povrchů.

V případě koeficientu bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra dle kritéria Tsai-Wu byla absolutní chyba v koeficientu bezpečnosti 68 %, v případě použití kritéria maximálních orthotropních napětí byla tato chyba dokonce 77 % což už může být považováno za kritické. Stále je však dostatečná rezerva bezpečnosti vůči tomuto meznímu stavu a to 617 %.

V případě bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu smykové delaminace lepených povrchů byla absolutní chyba 8 % při 100 °C a 13 % při normální teplotě.

Hodnota celkového koeficientu bezpečnosti celé konstrukce vůči mezním stavům byla opět minimem z těchto hodnot a její hodnota se oproti deterministickému přístupu změnila z 1,28 na 1,2.

Po přihlédnutí k obrázku 194 měly na hodnoty koeficientů bezpečnosti vzhledem k pevnosti voštinového jádra podle obou kritérií a meznímu stavu smykové delaminace lepených povrchů vliv pouze hodnota meze pevnosti ve smyku XZ a modulu pružnosti ve smyku XZ¹ (hodnoty bez závorek jsou statisticky významné).

7.3.4 Zhodnocení vlivu stochastických veličina na mezní stavy

Při návrhu pro přetlak 0,02 MPa nedošlo oproti deterministickému posouzení ke změně hodnoty celkového koeficientu bezpečnosti konstrukce, protože kritickým mezním stavem byl v tomto případě mezní stav pružnosti hliníkových částí, na který stochastické materiálové charakteristiky voštinového jádra neměly vliv.

Významné v tomto návrhu bylo stochastické posouzení při určení koeficientu bezpečnosti vzhledem k pevnosti voštinového jádra dle obou kritérií. Maximální absolutní chyba této veličiny při použití konzervativnějšího kritéria Tsai-Wu byla 31 %, nicméně 241 % rezerva koeficientu bezpečnosti vzhledem k tomuto meznímu stavu byla stále dostatečná. Největší vliv na tuto veličinu měly hodnoty pevnosti ve smyku YZ a modulu pružnosti ve smyku YZ.

Při návrhu pro přetlak 0,03 MPa naopak došlo vzhledem k deterministickému posouzení ke změně hodnoty celkového koeficientu bezpečnosti konstrukce z původní hodnoty 1,28 na 1,20 (absolutní chyba 8 %), protože kritickým mezním stavem byl v tomto případě mezní stav smykové delaminace lepených povrchů, na který stochastické materiálové charakteristiky voštinového jádra už statisticky významný vliv měly, konkrétně hodnota modulu pružnosti ve smyku XZ.

Významné bylo v tomto návrhu také stochastické posouzení při určení koeficientu bezpečnosti vzhledem k pevnosti voštinového jádra dle obou kritérií. Maximální absolutní chyba této veličiny při použití konzervativnějšího kritéria Tsai-Wu byla 68 %, nicméně 617 % rezerva koeficientu bezpečnosti byla opět dostatečná. Vliv na tuto veličinu měla hodnota pevnosti ve smyku XZ.

¹ Jedná se tedy o rozdíl oproti návrhu pro 0,02 MPa, kde citlivé veličiny byly pevnost ve smyku YZ a modul pružnosti ve smyku YZ.

8 Závěr

V první části práce byla provedena literární rešerše osvědčených řešení výřezů v přetlakových konstrukcích, ze které vyplynulo, že nejvhodnější tvary výřezů jsou: kruhový, eliptický a obdélníkový se zaoblenými rohy. Po dohodě se zadavatelem a zohlednění náročnosti výroby byl zvolen návrh v podobě obdélníkového výřezu se zaoblenými rohy. Problematickými místy byla místa s nejmenšími koeficientem bezpečnosti vzhledem k mezním stavům, které byly v rešeršní části identifikovány jako: mezní stav pružnosti hliníkových částí, mezní stav pevnosti voštinového jádra, mezní stav smykové delaminace lepených povrchů a mezní stav ztráty stability hliníkových částí. V případě konstrukce habitatů se často používají kompozitní materiály a jejich spojování je řešeno mimo jiné inserty vyráběnými technologií 3D tisku za účelem snížení hmotnosti a ceny. Toto řešení se možná v budoucnu využije při návrhu spojů v konstrukci habitatu.

Dále byla provedena literární rešerše za účelem určení vhodného modelu materiálu voštinového jádra. V průmyslové praxi se jako model materiálu voštinového jádra nejčastěji používá homogenní lineární orthotropní model materiálu, ve kterém jsou hlavní směry orthotropie: tlak ve směru Z, smyk ve směru XZ a smyk ve směru YZ (viz kapitola 5.2.2). Z rešeršní studie dále vyplynulo, že zbývajících 6 materiálových parametrů je řádově nulových. Jediným rozparem v člancích byla hodnota Poissonova poměru XY, jehož hodnoty byly rozdílné. Proto jsem se rozhodl vliv tohoto parametru na mezní stavy ověřit pomocí simulace metodou Monte Carlo, kde pravděpodobnostní rozdělení tohoto parametru bylo rovnoměrné s mezemi od 0,001 do 0,3. Výsledkem této analýzy bylo, že tento parametr nemá významný vliv na žádný z mezních stavů (viz obrázky 186 a 194), a proto hodnota 0,1 nastavená v optimalizačních výpočtech a při určení koeficientů bezpečnosti deterministicky byla považována za správnou.

Vlastní návrh vnitřního výřezu ve voštinovém panelu a jeho funkční zakončení pro uložení dveří je zobrazen v kapitole 5.1.2. Rozměry tohoto návrhu tvořili základní návrhové parametry optimalizačního výpočtu.

Po provedení prvních dvou výpočtů optimalizace hmotnosti bylo jasné, že **definované požadavky zadavatele: tloušťka potahů 0,635 mm a vnitřní přetlak 0,1 MPa nelze v současném modelu splnit. Kritickým mezním stavem byl mezní stav smykové delaminace lepených povrchů mezi voštinovým jádrem a hliníkovými potahy**. Proto jsem se rozhodl vytvořit dva návrhy. První, který by byl schopen přenést maximální přetlak (třetí optimalizační výpočet), z nějž byla určena hodnota maximálního možného přetlaku 0,03 MPa. Druhý, který by byl schopen přenést přetlak 0,02 MPa při tloušťce potahů 0,635 mm definované zadavatelem (čtvrtý optimalizační výpočet). Výsledné optimální návrhy jsou zobrazeny v kapitole 6.5. Součet hmotnosti vnitřního olemování a potahů návrhu pro přetlak 0,03 MPa byl čtyřikrát větší než součet hmotnosti vnitřního olemování a potahů návrhu pro přetlak 0,02 MPa. Vzhledem k tomuto rozdílu bylo usouzeno, že **při požadavku na vyšší přetlak než 0,02 MPa se nevyplatí v současném modelu použít sendvičové panely s voštinovým jádrem, ale například celokovovou konstrukci bez voštinového jádra (bez lepených ploch)**.

Posledním krokem bylo určení celkového koeficientu bezpečnosti obou optimálních návrhů vzhledem ke všem mezním stavům. Tento koeficient byl určen nejprve deterministicky a následně s přihlédnutím ke stochastické povaze materiálovým charakteristikám voštinového jádra $\pm 10\%$ stochasticky simulací metodou Monte Carlo. Zatímco u návrhu pro přetlak 0,02 MPa zůstala hodnota koeficientu bezpečnosti konstrukce vzhledem k mezním stavům stejná - 1,21 (Tabulka 26) u návrhu pro přetlak 0,03 MPa poklesla o 0,08 (8 %) z hodnoty 1,28 na 1,20 (Tabulka 28).

Rozdíl mezi oběma návrhy byl způsoben tím, že u návrhu pro přetlak 0,02 MPa byl kritickým mezním stavem mezní stav pružnosti hliníkových částí, na který neměla stochastická povaha materiálových charakteristik voštinového jádra velký vliv, zatímco u návrhu pro přetlak 0,03 MPa byl kritickým mezním stavem mezní stav smykové delaminace lepených ploch, na který naopak stochastická povaha materiálových charakteristik voštinového jádra vliv měla.

Největší vliv měla stochastická povaha materiálových charakteristik na koeficient bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti samotného voštinového jádra. Absolutní chyba tohoto koeficientu bezpečnosti byla při použití konzervativnějšího poruchového kritéria Tsai-Wu u návrhu pro přetlak 0,02 MPa 0,31 (31 %) a u návrhu pro přetlak 0,03 MPa 0,68 (68 %). V obou případech byla ale hodnota koeficientu bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra stále dostatečná, konkrétně u návrhu pro přetlak 0,02 MPa 2,41 (241 %) a u návrhu pro přetlak 0,03 MPa 6,17 (617 %). **Tímto předimenzováním voštinového jádra i hliníkových částí bylo jen potvrzeno předchozí tvrzení, že při vyšších tlacích než 0,02 MPa není použití voštinových panelů v nastaveném modelu efektivní.**

Všechny definované cíle byly splněny.

9 Citace

- [1] GILL, Tracy a Kelly GATTUSO, 2015. *A Novel Approach for Engaging Academia in Collaborative Projects with NASA through the X-Hab Academic Innovation Challenge*. AIAA SPACE 2015 Conference and Exposition [online]. 1-26 [cit. 2017-05-18]. DOI: 10.2514/6.2015-4404. ISBN 978-1-62410-334-6. Dostupné z: <http://arc.aiaa.org/doi/10.2514/6.2015-4404>.
- [2] OSBORNE, Barnaby, Molly HORGLE a Waltraut HOHENEDER, *A Self-Deployable Habitat for Extreme Environments (SHEE)* [online]. [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: <https://room.eu.com/article/a-self-deployable-habitat-for-extreme-environments-shee>.
- [3] HOWE, Scott a Tracy GILL, 2013. *NASA Habitat Demonstration Unit (HDU) Deep Space Habitat Analog*. 1-50 [cit. 2017-05-18]. DOI: 10.2514/6.2013-5436.
- [4] SLAVÍK, Svatomír, 2006. *Letecké materiály - rozdělení* [online]. [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: http://aerospace.fsik.cvut.cz/letadla1/Letecké_materiály.pdf.
- [5] JANÍČEK, Přemysl, 2014. *Systémová Metodologie*. Brno: CERM. ISBN 978-80-7204-887-8.
- [6] SMITH, Russ a Richard HAGEN, *Design, Fabrication, and Testing of a Composite Rack Prototype in support of the Deep Space Habitat Program*. 1-22 [cit. 2017-05-18].
- [7] SMITH, Russ a Mike LANGFORD, 2012. Design , Analysis and Fabrication of Secondary Structural Components for the Habitat Demonstration Unit – Deep Space Habitat. *American Institute of Aeronautics and Astronautics* [online]. Hampton: Langley Research Center, 1-32 [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: <https://ntrs.nasa.gov/search.jsp?R=20120008160>.
- [8] Design & Technology: Woven fabrics, 2014. BBC [online]. [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: <http://www.bbc.co.uk/schools/gcsebitesize/design/textiles/fabricsrev1.shtml>.
- [9] BARBEAU, Zack, 2011. *Habitat Demonstration Unit-Deep Space Habitat (HDU- DSH) Integration and Preparation for Desert RATS 2011* [online]. 1-8 [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: <https://ntrs.nasa.gov/search.jsp?R=20110014844>.
- [10] BITZER, Tom, 1997. *Honeycomb Technology: Materials, Design, Manufacturing, Applications and Testing* [online]. Dordrecht: Springer Netherlands [cit. 2017-05-18]. ISBN 9780412540509.
- [11] VRBKA, Jan, 2012. *Pružnost a Pevnost I*. Brno: Ústav mechanicky těles, mechatroniky a biomechaniky, FSI VUT [cit. 2017-05-18].
- [12] BROŽOVSKÝ, Jiří a Alois MATERNA, 2012. *ZÁKLADY MATEMATICKÉ TEORIE PRUŽNOSTI* [online]. Plzeň: Západočeská Univerzita v Plzni [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: http://mi21.vsb.cz/sites/mi21.vsb.cz/files/unit/mat_teorie_pruznosti.pdf
- [13] ČALKOVSKÝ, Antonín a Josef PÁVEK. *Konstrukce a pevnost letadel. 2. díl*. Brno: VA, 1986.
- [14] MERTL, Vlastimil, 2000. *Konstrukce a projektování letadel*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, PC-DIR Real. ISBN 80-214-1789-7.
- [15] KASÍK, Pavel, *Nebojte se malých dírek v okně letadla. Není to omyl ani závada*. [online]. [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: http://technet.idnes.cz/letadlo-dira-okno-patent-boeing-airbus-dhz-/veda.aspx?c=A150817_163153_tec-kratke-zpravy_pka.
- [16] HALES, Thomas C., 2001. The Honeycomb Conjecture. *Discrete & Computational Geometry* [online]. (25), 1-22 [cit. 2017-05-18]. DOI: 10.1007/s004540010071. Dostupné z: <https://link.springer.com/article/10.1007%2Fs004540010071>
- [17] GALILEI, Galileo, 1638. *Discorsi e dimostrazioni matematiche, intorno á due nuoue scienze*. Leiden: Elzeviers.
- [18] HOOKE, Robert, 1665. *Micrographia*. Londýn: J. Martyn and J. Allestry.
- [19] HÖFLER, R. a S. RENYI, 1914. *Plattenförmiger Baukörper*. DE355036, 1914.
- [20] *HexWeb Honeycomb sandwich design technology*: HexCel [online], 2000. Duxford, (AGU 075b), 1-28 [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: <https://www.scribd.com/document/17892112/Hexweb-Tm-Honeycomb-Sandwich-Design-Technology>.
- [21] ABBADI, Ahmed, Y. KOUTSAWA, A. CARMASOL, S. BELOUETTAR a Z. AZARI, 2009. Experimental and numerical characterization of honeycomb sandwich composite panels. *Elsevier B.V.* [online]. 17(10), 1533–1547 [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1569190X09000604>.

-
- [22] CAIQI, Zhao, Zheng WEIDONG, Ma JUN a Zhao YANGJIAN, 2016. The Lateral Compressive Buckling Performance of Aluminum Honeycomb Panels for Long-Span Hollow Core Roofs. *Materials* [online]. Nanjing, Čína, 1-9 [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: <http://www.mdpi.com/1996-1944/9/6/444>.
 - [23] CROMPTON, Martin, 2014. Ultrasonic Bond Testing as a Quality Tool. *Quality Magazine* [online]. [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: <http://www.qualitymag.com/articles/91999-ultrasonic-bond-testing-as-a-quality-tool>.
 - [24] ROY, R., K. H. NGUEYN, Y. B. PARK, J. H. KWEON a J. H. CHOI, 2013. Testing and modeling of Nomex™ honeycomb sandwich Panels with bolt insert. *Composites* [online]. Elsevier, (526), 762-769 [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359836813005192>.
 - [25] PETRUŠKA, Jindřich, 2011. *MKP v inženýrských výpočtech*. Brno: Ústav mechanicky těles, mechatroniky a biomechaniky, FSI VUT [cit. 2017-05-18].
 - [26] *Design Optimization* [online]. [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: http://www.ansys.stuba.sk/html/guide_55/g-adv/GADV1.htm.
 - [27] 2024T3 ALCLAD ALUMINUM SHEET, In: *Aircraft Spruce* [online]. [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: http://www.aircraftspruce.com/catalog/mepages/alumsheet_2024t3.php
 - [28] 2024-T3 BARE SHEET / PLATE, In: *OnlineMetals* [online]. [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: https://www.onlinemetals.com/merchant.cfm?id=915&step=2&top_cat=60&showunits=mm
 - [29] VRBKA, Jan, 2008. *MECHANIKA KOMPOZITŮ*. Brno: Ústav mechanicky těles, mechatroniky a biomechaniky, FSI VUT, 72-74 [cit. 2017-05-18].
 - [30] BLETZINGER, Kai-Uwe, 2012. *Comparative Study of Puck and Tsai-Wu Failure Criteria: A Finite Element Approach* [online]. s. 1 [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: http://www.st.bgu.tum.de/fileadmin/w00bhb/www/Lehre/Poster_MasterTheses/MT12_Emiroglu_Poster.pdf
 - [31] Using Probabilistic Design, In: *Sharcnet* [online]. [cit. 2017-05-18]. Dostupné z: https://www.sharcnet.ca/Software/Ansys/15.0.7/en-us/help/ans_adv/Hlp_G_ADVPPDS3.html

10 Seznam použitých symbolů

p_{ekv}	MPa	Ekvivalentní tlak na přehnutí pro uložení dveří
$S_{dveře}$	mm ²	Celkový obsah vnitřní plochy dveří
$S_{přehnutí}$	mm ²	Celkový obsah vnitřní plochy přehnutí pro uložení dveří
$S_{dveře1}$	mm ²	Obsah části vnitřní plochy dveří
$S_{dveře2}$	mm ²	Obsah části vnitřní plochy dveří
$S_{dveře3}$	mm ²	Obsah části vnitřní plochy dveří
$S_{dveře4}$	mm ²	Obsah části vnitřní plochy dveří
$S_{přehnutí1}$	mm ²	Obsah části vnitřní plochy přehnutí pro uložení dveří
$S_{přehnutí2}$	mm ²	Obsah části vnitřní plochy přehnutí pro uložení dveří
$S_{přehnutí3}$	mm ²	Obsah části vnitřní plochy přehnutí pro uložení dveří
r	mm	Poloměr výřezu ve voštinovém jádře
t_{olemin}	mm	Tloušťka vnitřního olemování výřezu ve voštinovém jádře
$h_{dveře}$	mm	Zadaná výška otvoru pro dveře (bez přehnutí)
$b_{dveře}$	mm	Zadaná šířka otvoru pro dveře (bez přehnutí)
$l_{přeh}$	mm	Délka přehnutí pro uložení dveří
S	mm ²	Obsah průřezu vnitřního ukončení výřezu ve voštinovém panelu
$vyska$	mm	Výška výřezu ve voštinovém panelu
$sirka$	mm	Šířka výřezu ve voštinovém panelu
$V_{boční}/4$	mm ³	Čtvrtina objemu bočních částí vnitřního ukončení výřezu voštinového panelu
$V_{horní}/4$	mm ³	Čtvrtina objemu horních částí vnitřního ukončení výřezu voštinového panelu
$V_{přesah(in+out)}/4$	mm ³	Čtvrtina objemu vnitřního a vnějšího přesahu na potazích vnitřního ukončení výřezu voštinového panelu v místě zaoblení
$V_{olem}/4$	mm ³	Čtvrtina objemu vnitřního olemování vnitřního ukončení výřezu voštinového panelu v místě zaoblení
$V_{přeh}/4$	mm ³	Čtvrtina objemu přehnutí vnitřního ukončení výřezu voštinového panelu v místě zaoblení
V_{celk}	mm ³	Celkový objem vnitřního ukončení výřezu voštinového panelu
m	kg	Hmotnost vnitřního ukončení výřezu voštinového panelu; také cílová funkce prvního a čtvrtého optimalizačního výpočtu
ρ	kg/mm ³	Hustota hliníkové slitiny
t_{potah}	mm	Tloušťka potahů
t_{potah}	mm	Tloušťka voštinového jádra
$t_{přesah}$	mm	Tloušťka přesahů na potahu
$t_{přeh}$	mm	Tloušťka přehnutí pro uložení dveří
$S_{původní}/4$	mm ³	Čtvrtina obsahu vnitřní části panelu bez výřezu
$šířka_{panel}$	mm	Zadaná šířka panelu
$výška_{panel}$	mm	Zadaná výška panelu
$S_{dolní}/4$	mm ²	Čtvrtina obsahu plochy odstraněné části potahu dolní částí
$S_{horní}/4$	mm ²	Čtvrtina obsahu plochy odstraněné části potahu horní částí
$S_{zaoblení}/4$	mm ²	Čtvrtina obsahu plochy odstraněné části potahu okolo zaoblení v rozích
$S_{potah}/4$	mm ²	Čtvrtina obsahu plochy potahu
V_{oba_potahy}	mm ³	Objem obou potahů
m_{oba_potahy}	kg	Hmotnost obou potahů
m_{celk}	kg	Součet hmotností obou potahů a vnitřního ukončení výřezu voštinového panelu; také cílová funkce druhého a třetího optimalizačních výpočtů

11 Seznam obrázků a tabulek

11.1 Seznam obrázků

Obrázek 1: Habitat Crystal.....	16
Obrázek 2: Habitat S.H.E.E. ve složeném stavu [2].....	16
Obrázek 3: S.H.E.E. v rozloženém stavu [2]	16
Obrázek 4: Habitat HDU-DSH [3].....	16
Obrázek 5: Návrh systému zajišťující přetlakovatelnost habitatu, Universita ve Wisconsinu, 2014 [1].....	24
Obrázek 6: Systém pro pěstování rostlin i se senzory, NASA, 2012 [1].....	24
Obrázek 7: Dálkově ovládaný robot pro růst rostlin, Universita Colorado, 2014 [1].....	24
Obrázek 8: Postup recyklace a znovuvyužití karbonových vláken, University: Wisconsin + Milwaukee, 2015 [1] ...	24
Obrázek 9: Návrh chladicího systému habitatu, Universita Rice, 2014 [1].....	24
Obrázek 10: Finalisté let 2011, zleva: Oklahoma State University; University of Maryland [1].....	25
Obrázek 11: Koncept Oklahoma State University, Rozložený Habitat, 2012 [1]	25
Obrázek 12: Skutečný prototyp rozložitelného habitatu, Oklahoma State University, 2012 [1].....	25
Obrázek 13: Návrh testovacího Habitatu 4649 [3].....	26
Obrázek 14: Návrh rozložitelného habitatu s přetlakovou membránou zobrazen v řezu [3].....	26
Obrázek 15: Model Habitatu z projektu.....	26
Obrázek 16: Prototyp Habitatu HDU-DSH [3]	26
Obrázek 17: Konstrukce vnitřní části hygienického modulu a ukázka upevnění nákladu [3].....	26
Obrázek 18: Spojení karbonových nosníků s voštinovými panely [6]	27
Obrázek 19: Uložení CR rámu (zeleně) v ISPR poloskořepině (modře) [6]	28
Obrázek 20: Trubka z karbonové tkaniny	28
Obrázek 21: Nomexové voštiny se sklolaminátovými potahy [6].....	28
Obrázek 22: První návrh spoje [6]	29
Obrázek 23: První prototyp spoje vyrobený 3D tiskem [6].....	29
Obrázek 24: Druhý návrh spoje [6].....	29
Obrázek 25: Třetí model: universální vazba [6].....	29
Obrázek 26: Výsledné 3D modely spojů karbonových trubek navržené metodou FDM [6].....	29
Obrázek 27: První návrh spoje, s využitím „composite tube inserts 1. generace“ [6]	29
Obrázek 28: Vyrobená část s vlamínovanými maticemi vpravo, protikus (podložka pro 3D tisk) vlevo [6].....	30
Obrázek 29: „composite tube inserts 2. generace“ [6]	30
Obrázek 30: Všechny komponenty spoje kompozitních trubek s voštinovým rámem, vyrobené technologií 3D tisku [6]	30
Obrázek 31: První generace HDU-DSH habitatu [7]	31
Obrázek 32: První generace HDU-DSH habitatu bez střechy [7]	31
Obrázek 33: Navrhovaný dílec podlahy s přístupem ke kabeláži [7]	31
Obrázek 34: Základní vazba typu plátno [8]; překlad pojmů: „warp“ – osnova, „weft“ – útek, „selvedge“ – lem	32
Obrázek 35: Saténová vazba [8]	32
Obrázek 36: Obrobené voštinové panely po řezání vodním paprskem [7].....	33
Obrázek 37: První vyrobený prototyp podlahy [7]	34
Obrázek 38: Umístění panelu pod kobercovou částí habitatu HDU-DSH [7].....	34
Obrázek 39: Rozměry radiální voštinové výztuhy [7]	34
Obrázek 40: Řez radiální voštinovou výztuhou [7].....	34
Obrázek 41: Vyrobený radiální voštinová výztuha s vlamínovanými inserty [7]	35
Obrázek 42: Geometrie dílu spojujícího radiální voštinovou výztuhu s ocelovou kostrou na vnějším poloměru [7] ..	35
Obrázek 43: Kostra prototypu habitatu HDU-DSH [9].....	35
Obrázek 44: Návrh podlahy habitatu HDU-DSH první generace [7].....	35
Obrázek 45: Vyrobený díl první generace, pohled zdola [7]	35
Obrázek 46: Vyrobený díl první generace, pohled shora, detail držadla [7]	36
Obrázek 47: Vyrobený díl druhé generace [7]	36
Obrázek 48: Trubka s přírubou, sloužící k vysunutí poklopu pomocí mechanismu spojeného s výtahem [7].....	36
Obrázek 49: Prototyp habitatu HDU-DSH, návrh zvedací plošiny poklopu [9]	36
Obrázek 50: Insert vodorovný s povrchem, typ 1 [7].....	37
Obrázek 51: Použitý insert vodorovný s povrchem [7].....	37
Obrázek 52: Insert s mírným zkosením, typ 2 [7]	37
Obrázek 53: Použitý insert se zkosením [7]	37
Obrázek 54: Insert bez závitů, typ 3 [7].....	37
Obrázek 55: Použitý insert bez závitů [7]	37

Obrázek 56: Komponenty insertu typu 2 [7]	38
Obrázek 57: Splený insert typu 2 [7]	38
Obrázek 58: Insert vyrobený z materiálu zářícího ve tmě [7]	38
Obrázek 59: Finální insert se závitem, typ 1 [7]	38
Obrázek 60: Insert se závitem, s nasazenou čepičkou [7]	38
Obrázek 61: Vnitřní závit po odstranění čepičky [7]	38
Obrázek 62: Testovací zařízení, zkouška 4 bodovým ohybem [7]	39
Obrázek 63: Mezní stav voštinového panelu při zkoušce 4 bodovým ohybem [7]	39
Obrázek 64: Testovací zařízení (lis) na tlakovou zkoušku voštinového jádra [7]	40
Obrázek 65: Zjednodušený analytický model pro tlakovou zkoušku [7]	40
Obrázek 66: Výsledky experimentu tlakové zkoušky voštinového panelu [7]	40
Obrázek 67: Materiálové charakteristiky garantované dodavatelem [7]	41
Obrázek 68: Rozměry největší nepodepřené plochy [7]	42
Obrázek 69: Ekvivalentní obdélník se stejnou plochou [7]	42
Obrázek 70: Analytický model ohýbaného nosníku [7]	42
Obrázek 71: Výpočet maximálního ohybového momentu [7]	42
Obrázek 72: Posuv ve směru y [palce] [7]	43
Obrázek 73: Posuv ve směru y [palce] [7]	43
Obrázek 74: Posuv ve směru y [palce] [7]	44
Obrázek 75: Maximální redukované napětí HMM [psi] [7]	44
Obrázek 76: Posuv ve směru y [palce] [7]	44
Obrázek 77: Maximální redukované napětí HMM [psi] [7]	44
Obrázek 78: Složky napětí v uvolněném elementu desky [12]	47
Obrázek 79: Složky napětí v uvolněném elementu stěny [12]	47
Obrázek 80: Malé výřezy v trupu [13]	48
Obrázek 81: Velký výřez v trupu [13]	48
Obrázek 82: Součinitelé koncentrace napětí k pro různé výřezy a různé módy zatížení	49
Obrázek 83: Historický vývoj poměrného zastoupení leteckých materiálů v konstrukci letadel [4]	49
Obrázek 84: Tahové zkoušky jednotlivých materiálů používaných v letectví [4]	49
Obrázek 85: Použití kompozitních materiálů v letadlech Boeing 767 a F-18 [4]	49
Obrázek 86: Použití voštinových jader v letadle Boeing 747 [4]	50
Obrázek 87: Používané letecké materiály, část 1 [4]	50
Obrázek 88: Používané letecké materiály, část 2 [4]	50
Obrázek 89: Dveře pro posádku vysouvající se ven do boku	51
Obrázek 90: Dveře pro posádku vysouvající se ven dolů se schodištěm	51
Obrázek 91: Nákladní dveře vysouvající se ven směrem nahoru	52
Obrázek 92: Nákladní dveře v zadní části trupu	52
Obrázek 93: Schéma nouzového východu přetlakové kabiny	52
Obrázek 94: Přetlakové dveře v trupu ponorky	52
Obrázek 95: Vztah pro určení kritického napětí tlačené desky a diagram pro určení konstanty $K_b E$ pro dural a ocel	53
Obrázek 96: Mocninná adiční rovnice při společném působení tlaku a smyku	53
Obrázek 97: Schématické znázornění modelování imperfekce pomocí malé síly Q	54
Obrázek 98: Průběh tlakové síly na natočení při různých velikostech příčné síly Q ;	55
Obrázek 99: Včelí plástev	56
Obrázek 100: Nomexová voština	56
Obrázek 101: Výroba voštin žlábkováním [10]	57
Obrázek 102: Výroba voštin expanzním procesem [10]	57
Obrázek 103: Geometrie voštinových buněk	58
Obrázek 104: Hlavní směry orthotropie ve voštině [20]	58
Obrázek 105: Model geometrie části voštiny [21]	59
Obrázek 106: Orthotropní parametry voštiny stanovené pomocí MKP [21]:	59
Obrázek 107: Tlaková zkouška voštinových panelů s hliníkovou voštinou [22]	60
Obrázek 108: Ztráta stability („buckling“) nomexové voštiny a hliníkového potahu („wrinkling“) při zkoušce 4 bodovým ohybem [21]	60
Obrázek 109: Ztráta stability hliníkové voštiny při zkoušce 4 bodovým ohybem [21]	60
Obrázek 110: Kontrola voštinového trupu letadla při pravidelné prohlídce [23]	61
Obrázek 111: Princip činnosti ultrazvukového snímače [23]	61
Obrázek 112: Doporučená funkční ukončení voštinových panelů [20]	64
Obrázek 113: Vlastní koncept vnitřního olemování výřezu ve voštinovém panelu červeně	64

Obrázek 114: Detail zakončení vnitřního výřezu ve voštinovém panelu. V dalším textu: modře přehnutí pro dveře, oranžově vnitřní olemování, červeně přesahy na potazích.....	64
Obrázek 115: Solid 185 (a) a jeho degenerované podoby (b, c, d) [25]	65
Obrázek 116: Rozdělení jednotlivých komponent na podoblasti pro vytvoření mapované sítě.....	65
Obrázek 117: Konečno prvková síť	66
Obrázek 118: Konečno prvková síť spodní části	66
Obrázek 119: Konečno prvková síť horní části.....	66
Obrázek 120: Model materiálu hliníkové slitiny – modře; Model materiálu voštinové jádra –zeleně.....	68
Obrázek 121: Model materiálu hliníkové slitiny – modře; Model materiálu voštinové jádra – zeleně	68
Obrázek 122: Znázornění ploch pro výpočet ¼ obsahu dveří $S_{dveře}$	70
Obrázek 123: Znázornění ploch pro výpočet ¼ obsahu vnitřního olemování $S_{přehnutí}$	70
Obrázek 124: Zadaný tlak na plochách pro konkrétní geometrii, modře 0,1 MPa, červeně 1,26 MPa	70
Obrázek 125: Předepsané okrajové podmínky	71
Obrázek 126: Detail předepsaných okrajových podmínek na horizontální ose symetrie a bočním vetknutí panelu	71
Obrázek 127: Detail předepsaných okrajových podmínek na vertikální ose symetrie	71
Obrázek 128: Zobrazené objemy pro výpočet hmotnosti vnitřního olemování výřezu.....	73
Obrázek 129: Nastavené hodnoty a tolerance	75
Obrázek 130: Závislost hmotnosti olemování (cílová funkce) [kg] na počtu iterací [-]; $m = 12,66$ kg.....	75
Obrázek 131: Hodnota maximálního redukovaného napětí HMH [MPa] v hliníkových částech v závislosti na počtu iterací [-]; zeleně mezní hodnoty;	75
Obrázek 132: Hodnota maximálního smykového napětí na lepených plochách [MPa] v závislosti na počtu iterací [-]; $\tau_{smyk_max} = 23$ MPa.....	76
Obrázek 133: Hodnota tloušťky přehnutí pro dveře [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 7,24 mm.....	76
Obrázek 134: Hodnota tloušťky přesahu na potahu [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 3,79 mm	76
Obrázek 135: Hodnota tloušťky olemování [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 2,31 mm	76
Obrázek 136: Hodnota délky přesahu na potahu [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 56,04 mm.....	76
Obrázek 137: Potahy jsou znázorněny oranžově, ostatní barevné pozice odpovídají obrázku 128.....	78
Obrázek 138: Nastavené hodnoty a tolerance	78
Obrázek 139: Závislost cílové funkce: celkové hmotnosti [kg] na počtu iterací [-]; $m_{celk} = 18,9$ kg	79
Obrázek 140: Závislost hmotnosti vnitřního olemování [kg] na počtu iterací [-];	79
Obrázek 141: Závislost hmotnosti potahů [kg] na počtu iterací [-]; $m_{potahy} = 7,24$ kg.....	79
Obrázek 142: Hodnota maximálního redukovaného napětí HMH [MPa] v hliníkových částech v závislosti na počtu iterací [-]; $\sigma_{red_HMH} = 227$ MPa.....	79
Obrázek 143: Hodnota maximálního smykového napětí na lepených plochách [MPa] v závislosti na počtu.....	80
Obrázek 144: Hodnota tloušťky potahů [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 0,96 mm	80
Obrázek 145: Hodnota tloušťky přehnutí pro dveře [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 3,31 mm.....	80
Obrázek 146: Hodnota tloušťky přesahu na potahu [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 3,31 mm	80
Obrázek 147: Hodnota tloušťky vnitřního olemování [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 2,60 mm.....	80
Obrázek 148: Hodnota délky přesahu na potahu [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 65,58 mm.....	81
Obrázek 149: Maximální smykové napětí na lepených površích [MPa], bez 3 mm okolo vnitřního výřezu a bez 20 mm okolo bočního vetknutí panelu (modře)	82
Obrázek 150: Maximální smykové napětí na lepených površích [MPa] ve všech částech (i okolo výřezu a bočního vetknutí).....	82
Obrázek 151: Závislost hmotnosti olemování (cílová funkce) [kg] na počtu iterací [-]; $m = 4,7$ kg.....	85
Obrázek 152: Hodnota maximálního redukovaného napětí HMH [MPa] v hliníkových částech v závislosti na počtu iterací [-]; zeleně mezní hodnoty;	85
Obrázek 153: Hodnota maximálního smykového napětí na lepených plochách [MPa] v závislosti na počtu iterací [-]; zeleně mezní hodnota; $\tau_{smyk_max} = 19,9$ MPa	85
Obrázek 154: Hodnota tloušťky přehnutí pro dveře [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 1,40 mm.....	86
Obrázek 155: Hodnota tloušťky přesahu na potahu [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 1,61 mm	86
Obrázek 156: Hodnota tloušťky olemování [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 1,63 mm	86
Obrázek 157: Hodnota délky přesahu na potahu [mm] v závislosti na počtu iterací [-]; 37,5 mm.....	86
Obrázek 158: Optimální návrh pro přetlak 0,02 MPa. Vnitřní olemování výřezu ve voštinovém panelu červeně; tyrkysově voštinové jádro; modře potahy; zeleně vnější olemování	87
Obrázek 159: Optimální návrh pro přetlak 0,03 MPa. Vnitřní olemování výřezu ve voštinovém panelu červeně; tyrkysově voštinové jádro; modře potahy; zeleně vnější olemování	87
Obrázek 160: Vykreslení maximálního redukovaného napětí HMH [MPa] průměrovaného přes uzly ve všech hliníkových částech, šipkou označeno místo s maximální hodnotou	90
Obrázek 161: Detail maximálního redukovaného napětí HMH [MPa] na prvcích ve všech hliníkových částech.	90

Obrázek 162: Vykreslení maximálního redukovaného napětí HMH [MPa] průměrovaného přes uzly ve všech hliníkových částech, šipkou označeno místo s maximální hodnotou	90
Obrázek 163: Detail maximálního redukovaného napětí HMH [MPa] na prvcích ve všech hliníkových částech.....	91
Obrázek 164: Smyková napjatost v Mohrově diagramu [11]	92
Obrázek 165: Průměrované normálové napětí přes uzly ve směru Z ve voštinovém jádře [MPa]; Minimální (tlakové) napětí ve směru Z -0,13 MPa v místě označeném šipkou.....	92
Obrázek 166: Průměrované smykové napětí přes uzly ve směru YZ ve voštinovém jádře [MPa]; Minimální smykové napětí v rovině YZ -0,27 MPa v místě označeném šipkou	92
Obrázek 167: Průměrované smykové napětí přes uzly ve směru XZ ve voštinovém jádře [MPa]; Maximální smykové napětí v rovině XZ 0,32 MPa v místě označeném šipkou	93
Obrázek 168: Pevnostní kritérium maximálních orthotropních napětí v softwaru Ansys [-], maximum v místě označené šipkou	94
Obrázek 169: Rovnice pevnostního kritéria Tsai-Wu [30].....	94
Obrázek 170: Pevnostní kritérium Tsai-Wu v softwaru Ansys [-], maximum v místě označené šipkou.....	94
Obrázek 171: Průměrované normálové napětí přes uzly ve směru Z ve voštinovém jádře [MPa]; Minimální (tlakové) napětí ve směru Z -0,1 MPa v místě označeném šipkou	95
Obrázek 172: Průměrované smykové napětí přes uzly ve směru YZ ve voštinovém jádře [MPa]; Maximální smykové napětí v rovině YZ 0,035 MPa v místě zaoblení výřezu označeném šipkou	95
Obrázek 173: Průměrované smykové napětí přes uzly ve směru XZ ve voštinovém jádře [MPa]; Minimální smykové napětí v rovině XZ -0,17 MPa v místě označeném šipkou	96
Obrázek 174: Pevnostní kritérium maximálních orthotropních napětí v softwaru Ansys [-], maximální hodnota v místě označeném šipkou.....	96
Obrázek 175: Pevnostní kritérium Tsai-Wu v softwaru Ansys [-], maximální hodnota v místě označeném šipkou	97
Obrázek 176: Průběh vypočteného smykové napětí [MPa] na prvcích, kterým je namáhána lepená plocha, maximální hodnota je v místě označeném šipkou	98
Obrázek 177: Průběh vypočteného smykové napětí [MPa] průměrovaného přes uzly, kterým je namáhána lepená plocha, maximální hodnota je v místě označeném šipkou.....	99
Obrázek 178: Hodnoty prvních 4 vlastních čísel	101
Obrázek 179: První vlastní tvar při kritickém přetlaku 0,16 MPa	101
Obrázek 180: Hodnoty prvních 4 vlastních čísel	101
Obrázek 181: První vlastní tvar při kritickém přetlaku 0,23 MPa	101
Obrázek 182: Histogram absolutní četnosti maximálního redukovaného napětí HMH [MPa] v hliníkových částech.....	104
Obrázek 183: Histogram absolutní četnosti maximálního smykového napětí [MPa] na lepených površích	104
Obrázek 184: Histogram absolutní četnosti pevnostního kritéria kompozitu dle maximálních orthotropních napětí [-]	104
Obrázek 185: Histogram absolutní četnosti pevnostního kritéria kompozitu Tsai-Wu [-]	104
Obrázek 186: Korelační matice lineárních Pearsonových koeficientů mezi vstupními a výstupními veličinami	105
Obrázek 187: Vykreslení korelace mezi pevností ve smyku YZ a hodnotou pevnostního kritéria Tsai-Wu, která je převrácenou hodnotou koeficientu bezpečnosti. Dle očekávání se se snižující hodnotou pevnosti zvyšuje převrácená hodnota koeficientu bezpečnosti FI (resp. snižuje koeficient bezpečnosti)	105
Obrázek 188: Vykreslení korelace mezi Poissonovým poměrem XY a hodnotou pevnostního kritéria Tsai-Wu, která je převrácenou hodnotou koeficientu bezpečnosti. Hodnota této veličiny nemá vliv na žádný z mezních stavů.	105
Obrázek 189: Mezní hodnota pevnostního kritéria Tsai-Wu je 0,415 což je 95 % kvantil.....	107
Obrázek 190: Histogram absolutní četnosti maximálního redukovaného napětí HMH [MPa] v hliníkových částech.....	108
Obrázek 191: Histogram absolutní četnosti maximálního smykového napětí [MPa] na lepených plochách	108
Obrázek 192: Histogram absolutní četnosti pevnostního kritéria kompozitu maximálních orthotropních napětí [-].....	108
Obrázek 193: Histogram absolutní četnosti pevnostního kritéria kompozitu Tsai-Wu [-]	108
Obrázek 194: Korelační matice lineárních Pearsonových koeficientů mezi vstupními a výstupními veličinami	108
Obrázek 195: Vykreslení korelace mezi pevností ve smyku XZ a hodnotou pevnostního kritéria Tsai-Wu, která je převrácenou hodnotou koeficientu bezpečnosti. Dle očekávání se se snižující hodnotou pevnosti zvyšuje převrácená hodnota koeficientu bezpečnosti FI (resp. snižuje koeficient bezpečnosti)	109
Obrázek 196: Vykreslení korelace mezi Poissonovým poměrem XY a hodnotou pevnostního kritéria Tsai-Wu, která je převrácenou hodnotou koeficientu bezpečnosti. Hodnota této veličiny nemá vliv na žádný z mezních stavů, čímž se potvrdila správná volba modelu materiálu voštinového jádra i u tohoto návrhu.	109

11.1.1 Seznam tabulek

Tabulka 1: Zadané rozměry.....	63
Tabulka 2: Rozměry vlastního návrhu zakončení vnitřního výřezu ve voštinovém panelu	65
Tabulka 3: Materiálové charakteristiky hliníkové slitiny Al 2024	66
Tabulka 4: Materiálové charakteristiky nomexové voštiny od výrobce	67

Tabulka 5: Lineárně orthotropní model materiálu nomexové voštiny	67
Tabulka 6: Parametry foliového lepidla Letoxit KFL 120	68
Tabulka 7: Zvolené parametry prvního optimalizačního výpočtu (zbylé parametry jsou stejné jako v tabulce 1).....	74
Tabulka 8: Omezující podmínky prvního optimalizačního výpočtu	75
Tabulka 9: Zvolené parametry druhého optimalizačního výpočtu (zbylé parametry jsou stejné jako v tabulce 1).....	78
Tabulka 10: Optimální návrh z prvního a druhého optimalizačního výpočtu	81
Tabulka 11: Výsledky jednotlivých optimalizačních výpočtů	84
Tabulka 12: Optimální návrhové parametry výpočtů splňujících omezující podmínky z tabulky 11	84
Tabulka 13: Optimální parametry návrhu pro maximální přetlak (0,03 MPa)	84
Tabulka 14: Optimální parametry pro návrh s přetlakem 0,02 MPa a tloušťkou potahů 0,635 mm	86
Tabulka 15: Porovnání parametrů návrhu pro přetlak 0,02 MPa a návrhu pro přetlak 0,03 MPa	87
Tabulka 16: Analytický výpočet koeficientu bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra dle kritéria maximálních orthotropních napětí pro přetlak 0,02 MPa	93
Tabulka 17: Koeficienty bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra dle obou kritérií.....	95
Tabulka 18: Analytický výpočet koeficientu bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra dle kritéria maximálních orthotropních napětí pro přetlak 0,02 MPa	96
Tabulka 19: Koeficienty bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu pevnosti voštinového jádra dle obou kritérií.....	97
Tabulka 20: Koeficienty bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu smykové delaminace lepených ploch v závislosti na teplotě, návrh pro přetlak 0,02 MPa.....	99
Tabulka 21: Koeficienty bezpečnosti vzhledem k meznímu stavu smykové delaminace lepených ploch v závislosti na teplotě, návrh pro přetlak 0,03 MPa.....	100
Tabulka 22: Koeficienty bezpečnosti vzhledem k mezním stavům návrhu pro přetlak 0,02 MPa	102
Tabulka 23: Koeficienty bezpečnosti vzhledem k mezním stavům návrhu pro přetlak 0,03 MPa	102
Tabulka 24: Zadané parametry rovnoměrných rozdělení.....	103
Tabulka 25: Určení koeficientů bezpečnosti vzhledem k mezním stavům návrhu pro přetlak 0,02 MPa	106
Tabulka 26: Porovnání koeficientů bezpečnosti návrhu pro přetlak 0,02 MPa určených z deterministického a stochastického výpočtu	107
Tabulka 27: Určení koeficientů bezpečnosti vzhledem k mezním stavům návrhu pro přetlak 0,03 MPa	110
Tabulka 28: Porovnání koeficientů bezpečnosti návrhu pro přetlak 0,03 MPa určených z deterministického a stochastického výpočtu	110